BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 21[35] **Fascicola 1**

IANUARIE–IUNIE
1976

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

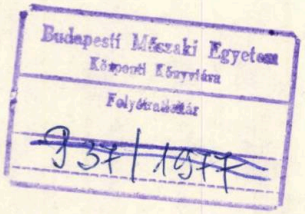
Tomul 21 (35) Fascicola 1

IANUARIE — IUNIE
1976

1989

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAȘ (redactor șef), Acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, Prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m.c. al Academiei R.S.R., Prof. dr. ing. MARIUS BORNEAS, Prof. dr. ing VASILE COCHECI, Acad. prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU, Prof. dr. O. EM. GHEORGHIU, Prof. cons. ing. VICTOR GHEORGHIU, Prof. cons. dr. ing. GHEORGHE SAVII, Acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, Prof. dr. ing. IOAN NOVAC, Prof. dr. ing. CONSTANTIN ȘORA.



BULETIN ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA

Tom 21 (35) **Fascicola 1** **ianuarie-iunie 1976**

MATEMATICĂ – FIZICĂ – MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

T. BĂNZARU : Asupra cuazicontinuităţii aplicaţiilor multivoce 7
E. BURLACU : Matrici nilpotente peste L_2 9
I. ORGOVICI, T. GLIGOR, T. CIOARĂ : Studiul nivelului de vibraţie al unui vagon de clasă de cale ferată. 12
ŞT. MATEI : Ecuaţii pe structuri numeroidale finite 15
AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU, I. MIHALCA, DOROTHEA MIHAILOVICI : Asupra proprietăţilor magnetice a aliajelor Ni–Mn 17
U. FISCHER, H. MANG : Stabilirea cu ajutorul calculatorului a ecuaţiilor diferenţiale pentru sisteme mecanice cu un număr finit de grade de libertate 20
GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU : Poziţiile axei percuţiei în mişcarea corpului cu punct fix. 23
M. BORNEAS : Deducerea ecuaţiilor lui Maxwell în vid din principiul drumului minim. 25
D. UROŞU : Asupra coeficientului de absorbţie a unui perete 27

MECANICA

G. PURI, Calculul stării amestecului iniţial din cilindrul motorului la începutul compresiunii la motoare Diesel cu turaţie ridicată 30
V. BARBU, SP. TUDORA, Z. ARDELEAN, E. NEACŞU, Influenţa perforării plăcilor asupra schimbului de căldură şi de substanţă la turnurile de răcire în contracurent..... 33
N. CARAMAVRU, Cercetări privind desfăşurarea procesului de ardere a combustibilului uşor, în motorul Diesel cu injecţie pilot 37
I. MITELEA, N. FARBAS, V. FARBAS, Durificarea structurală a oţelurilor inoxidabile austenitice aliate şi cu azot 40
F. POCIOIANU, I. ANTON, Cercetări experimentale asupra fenomenului de cavitaţie în lagărele hidrodinamice cilindrice 45
A. BRESTIN, Influenţa temperaturii de preîncălzire a stratului de suprafaţă la prelucrarea prin aşchiere pe strung a oţelurilor. 47

ELECTROTEHNICĂ

T. MUREŞAN, M. CIUGUDEAN, V. POPESCU, V. HAREA, Generator electronic de tensiune sinusoidală trifazată cu frecvenţă variabilă comandat prin tensiune. 51
AL. VASILIEVICI, T. DRAGOMIR, I. SUCIU, L. MOLDOVAN, P. PAVKOV, Asupra rezultatelor încercării unui cadru cu relee destinate podurilor rulante. 53
V. TIPONUŢ, Cu privire la micşorarea zonei de indecizie a unui comparator integrat. 56
I. DE SABATA, Teoremele de reciprocitate într-un cîmp electrocinetic nestaţionar şi parametrii *RC* ai rezistenţelor şi ai condensatoarelor 59

C. TOMA: Dispozitiv de înmulțire 4×2 integrat. 63
ST. KILYENI, B. LUSTREA, O. CRIȘAN, A. BUTA, Metodă de obținere și selectare a prognozelor de consum cu ajutorul calculatoarelor numerice 67
SILVIA DOBRE, Unele scheme echivalente ale generatorului Hall 70
I. POPA, Calculul registrelor de deplasare monotact cu ferite și diode 73
E. POP: Aspecte ale comportării dielectrice a corpurilor anizotrope .. 75

CONSTRUCȚII

I. APPELTAUER, E. CUTEANU, DANIELA GERNER, I. MUNTEANU, Aplicarea metodei elementelor finite la studiul concentratorilor de tensiune în cîteva îmbinări sudate 77
I. DIMOIU Forma optimă a undei secțiunii transversale a plăcilor încovoiate 80
I. FILIMON, I. DEUTSCH, S. PĂIUȘ, A. TOMA, Calculul mărimii derii fisurilor la elementele de beton precomprimat de categoria 2-a și a 3-a de fisurabilitate cu considerarea lucrului zonei întinse a betonului de deasupra fisurilor 85
I. MIREL, Precizarea condițiilor tehnice și particularizarea relațiilor de calcul în perioada inițială a filtrării rapide 89
8. M. VELICA, H. GÖTTER, V. MANIOV, Considerațiuni privind simularea traficului rutier în orașul Arad 95

CHIMIE

V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, VIORICA DALEA, Studii asupra aplicării procedeului de extracție la epurarea apelor reziduale ale unei distilării de lemn. Partea II 99
C. HAIDUC, A. IOVI, Echilibre de solubilitate în sistemul cvinar PO_4^{3-}, $Cl^- \| K^+$, NH_4^+, H^+—solvent. V. Influența raportului N : P asupra solubilității în sistemul cvinar PO_4^{3-}, $Cl^- \| K^+$, NH_4^+, $H^+ - H_2O$ 105
GH. FACSKÓ, MARIA PORAICU, Influența vibrării electrodului asupra proceselor de oxidare. Oxidarea electrolitică a sulfatului de crom (III) la acid cromic 111
C. DĂESCU, R. BACALOGLU, Spectre de infraroșu în domeniul derivaților azotați ai acidului carbonic. VIII. Cloruri de *N*, *N*-dialchiltiocarbamoil. 115
R. PALEA, C. DĂESCU, R. BACALOGLU, Spectre de infraroșu în domeniul derivaților amidici ai acidului carbonic. IX. Studiul conformației și asocierii *N*-alchil-uretanilor prin legături de hidrogen. 118
MARIANA POP, ST. POPOVICI, Utilizarea metodei dielcometrice la studiul cinetic al proceselor de hidratare a pastelor de ciment .. 121
V. CRISTEA, P. SIMONFI, Sticle uviol 123

BULETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA

Tome 21 (35) **Fasc. 1** **ianvier-juin 1976**

SOMMAIRE

MATHÈMATIQUE – PHYSIQUE – MECANIQUE TEORIQUE ET APPLIQUÈE

T. BÂNZARU, Sur la quasicontinuité des applications multivoques 7
E. BURLACU, Nilpotente Matrizen über L_2 9
I. ORGOVICI, T. GLIGOR, T. CIOARĂ, Das Studium des Schwingungsniveaus eines Eisenbahn-Personen-Wagons 12
ŞT. MATEI, Les équations sur les structures numeroidales finies .. 15
AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU, I. MIHALCA, DOROTHEA MIHAILOVICI, Über einige magnetische Eigenschaften der Ni–Mn Legierungen 17
U. FISCHER, H. MANG, Automatisierte Aufstellung von Bewegungsgleichungen für mechanische Systeme mit endlich vielen Freiheitsgraden 20
GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU, Die Lagen der Perkusions-Achse bei einem Körper mit einem festen Punkt..... 23
M. BORNEAS, Derivation of Maxwell's Equations in Vacuo from the Principle of Minimum Path 25
D. UROŞU, Sur le coefficient de l'absorbtion de la paroi 27

MECANIQUE

G. PURI, Berechnung der Temperatur der Restgase in dem Zylinder eines Dieselmotors mit Hilfe der mittleren gemessenen Abgastemperatur 30
V. BARBU, SP. TUDORA, Z. ARDELEAN, E. NEACŞU, Der Einfluss des Durchlochens der Platten auf den Wärme- und Stofaustausch in Kühltürmen bei Gegenstrom 33
N. CARAMAVRU, Untersuchungen über den Ablauf des Verbrennungsprozesses des leichten Kraftstoffes in Dieselmotoren mit Pilot – Einspritzung 37
I. MITELEA, N. FARBAS, V. FARBAŞ, Strukturälle Verfestigung der rostfreien auch mit Stickstoff legierten austenitischen Stähle. 40
F. POCIOIANU, I. ANTON, Experimental Research of Cavitation Phenomena in Journal Bearings 45
A. BREŞTIN, Der Einfluss der Vorwärmetemperatur der Oberschicht bei der Verarbeitung durch Drehbankzerspanen der Stähle 47

ELECTROTEHNIQUE

T. MUREŞAN, M. CIUGUDEAN, V. POPESCU, V. HAREA, Générateur electronique de tension triphasée sinusoidale a fréquence variable commandé par tension 51
AL. VASILIEVICI, T. DRAGOMIR, I. SUCIU, L. MOLDOVAN, P. PAVKOV, Sur les résultats de recherche d'un cadre à realis destinés aux ponts roulants 53
V. TIPONUŢ, Über die Verbesserung der Steilheit der Kennlinien von integrierten Komparatoren 56
I. DE SABATA, Théorèmes des reciprocité dans un champ électrocinétique non stationaire et les paramètres *RC* des résistance et des condensateurs 59
C. TOMA, High-speed 4×2 multiplier chip 63

ST. KILYENI, B. LUSTREA, O. CRIŞAN, A. BUTA, Méthode d'obtenir et de selectionner les prognoses de consommation à l'aide d'un calculateur numérique 67
SILVIA DOBRE, Some equivalent schemes for a Hall generator 70
I. POPA, Berechnung von Eintaktschieberegister mit Ferritenkernen und Dioden 73
E. POP, Sur l'interpretation des propriétés diélectriques des corps anisotropes 75

CONSTRUCTIONS

I. APPELTAUER, E. CUTEANU, DANIELA GERNER, I. MUNTEANU, Finite Element Method Analysis of Tension Concentration in Some Welded Connections 77
I. DIMOIU, The Best Size Wave of Across Section Bending Plates .. 80
I. FILIMON, I. DEUTSCH, S. PĂIUŞ, A. TOMA. Berechnung der Rissweite für Spannbetonbauteile der Risskategorien 2 und 3, unter berücksichtigung der Betonzugzone oberhalb der Risse 85
I. MIREL, Bestimmung der technischen Bedingungen und Spezialisierung der Berechnungsbeziehungen während der Anfangsperiode der Schnellfiltrierung 89
M. VELICA, H. GÖTTER, V. MANIOV, Betrachtungen zur simulierung des Strassenverkehrsaufkommens in Arad 95

CHIMIE

V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, VIORICA DALEA, Researches on the application of extraction method to the purification of waste waters from wood distillery. Part II 99
C. HAIDUC, A. IOVI, Solubility equilibrium in the five-components system PO_4^{3+}, $Cl^-\|K^+$, NH_4^+, H^+—solvent. V. The influence of the N : P rate on the solubility in the five-components system PO_4^{3-}, $Cl^-\|K^+$, NH_4^+, $H^+ - H_2O$ 105
GH. FACSKO, MARIA PORAICU, The influence of electrode vibration on oxidation processes. The electrolytic oxidation of chromium (III) sulphate to chromic acid. 111
C. DĂESCU, R. BACALOGLU, Infrared spectra of amidic-derivatives of carbonic acid. VIII. *N*, *N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides 115
R. PALEA, C. DĂESCU, R. BACALOGLU, Infrared spectra of amidic derivatives of carbonic acid. IX. Conformation and hydrogen bond association of *N*-substituted urethans 118
MARIANA POP, ŞT. POPOVICI, The dielectric constant method applied to the kinetic study of hydratation processes of cement pastes 121
V. CRISTEA, P. SIMONFI, Glasses with transmittance in ultraviolet 123

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

SUR LA QUASICONTINUITÉ DES APPLICATIONS MULTIVOQUES

PAR

T. BÂNZARU

Dans [1] S. Kempisty introduit la notion de fonction quasicontinue et dans [2] S. Marcus introduit une généralisation de cette notion sur la base de laquelle dans [3] sont étudiees quelques propriétés des fonctions quasicontinues.

Dans ce qui suit nous allons definir cette notion pur les applications multivoques et nous allons donner des conditions necesaires et suffisantes pour caracteriser celles ci.

Definition 1. Nous dirons que l'application multivoque $F:(X,\mathcal{S})\to(Y,\mathcal{U})$ où X et Y sont des espaces topologiques arbitraires de topologies respectives $\mathcal{S}$ et $\mathcal{U}$ est quasicontinue au point $x\in X$ si quelque soit un voisinage U de x et quelque soit G_1, $G_2\in\mathcal{U}$ avec $F(x)\subset G_1$ et $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$, $\exists$ un ouvert non vide $G_U\subset U$, tel que $F(G_U)\subset G_1$ et $\forall y\in G_U$, $F(y)\cap G_2\neq\emptyset$.

Nous dirons que l'application multivoque F est quasicontinue sur X si elle a cette propriéte pour tout $x\in X$.

Theorema 1. L'application multivoque $F:(X,\mathcal{S})\to(Y,\mathcal{U})$ est quasicontinue au point $x_0\in X$ si et seulement si quelques soient les ensembles ouvertes G_1, $G_2\subset Y$ avec $F(x_0)\subset G_1$ et $F(x_0)\cap G_2\neq\emptyset$ on a: $x_0\in\overline{\operatorname{int}F^{-1}(G_1)\cap\operatorname{int}F_{-1}(G_2)}$, où F^{-1} et F_{-1} sont les 2 inverses de l'application multivoque F.

Demonstration. Necessité. Soient G_1, $G_2\in\mathcal{U}$ avec $F(x_0)\subset G_1$ et $F(x_0)\cap G_2\neq\emptyset$ et soit $U\in\mathcal{V}_{x_0}$ et $\emptyset\neq G_U\in\mathcal{S}$, $G_U\subset G$ avec $F(G_U)\subset G_1$ et $\forall x\in G_U$: $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$.

Soit $G^*=\bigcup_{U\in\mathcal{V}_{x_0}}G_U$. Alors $x_0\in\overline{G^*}$ et $\forall x\in G^*$: $F(x)\subset G_1$ et $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$ ce qui est equivalent à $x\in F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)$ c'est à dire $G^*\subset F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)$. Mais comme $G^*\in\mathcal{S}$ on a aussi $G^*\subset\operatorname{int}F^{-1}(G_1)\cap\operatorname{int}F_{-1}(G_2)$ donc $\overline{G^*}\subset\overline{\operatorname{int}F^{-1}(G_1)\cap\operatorname{int}F_{-1}(G_2)}$ c'est à dire $x_0\in\overline{\operatorname{int}F^{-1}(G_1)\cap\operatorname{int}F_{-1}(G_2)}$.

Suffisance. Soit $x_0\in X$ et $V\in\mathcal{V}_{x_0}$, tandis que G_1, $G_2\in\mathcal{U}$ avec $F(x_0)\subset G_1$ et $F(x_0)\cap G_2\neq\emptyset\Rightarrow x_0\in\overline{\operatorname{int}F^{-1}(G_1)\cap\operatorname{int}F_{-1}(G_2)}$. On a alors $\operatorname{int}V\cap\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))\neq\emptyset$.

Soit $G'=\operatorname{int}V\cap\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))$. Il est evident que $G'\subset V$ et $\forall x\in G'$, $x\in F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)$ c'est a dire $x\in F^{-1}(G_1)$ et $x\in F_{-1}(G_2)$ donc $F(x)\subset G_1$, $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$ ce qui demontre que F est quasicontinue en x_0.

Corollaire 1. L'application multivoque $F:(X,\mathcal{S})\to(Y,\mathcal{U})$ est quasicontinue sur X si et seulement si $\forall G_1$, $G_2\in\mathcal{U}$ on a $F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)\subset\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))}$.

En effet si F est quasicontinue. $\forall x\in X$, $x\in\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)}$. Soient les ensembles G_1, $G_2\in\mathcal{U}$ avec $F(x)\subset G_1$, $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$ de telle sorte que $F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)\neq\emptyset$. Alors $\forall x\in F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)$, x est un point de quasicontinuité pour F et $F(x)\subset G_1$, $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$. Conformément au theoreme 1, $x\in\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)}$ donc $F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)\subset\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))}$.

Reciproque. Supposons que $\forall G_1$, $G_2\in\mathcal{U}$ on ait:

$$F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)\subset\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))}.$$

Soit x arbitraire $\in X$ et G_1, $G_2\in\mathcal{U}$ tels que $F(x)\subset G_1$ et $F(x)\cap G_2\neq\emptyset$. Alors $x\in F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2)\subseteq\overline{\operatorname{int}(F^{-1}(G_1)\cap F_{-1}(G_2))}$ et donc F est quasicontinue en tout $x\in X$.

Faisant maintenant la liaison avec la continuité des des applications multivoques on observe que si une application multivoque est continue en un point $x \in X$ alors elle sera quasicontinue. La reciproque de cette affirmation est fausse.

De même que pour les semicontinuités, nous pouvons definite aussi des applications multivoques semiquasicontinues superieurement respectivement inferiorement, mais dans ce cas une application multivoque semiquasicontinue superieurement et inferieurement n'est pas obligatoirement quasicontinue.

Mais on peut demontrer les implications suivantes:

(1) F quasicontinue superieurement et s.c.i. en $x \in X \Rightarrow F$ quasicontinue;

(2) F quasicontinue inferieurement et s.c.s. en $x \in X \Rightarrow F$ quasicontinue;

(3) F quasicontinue $\Rightarrow F$ quasicontinue superieurement et inferieurement.

Par la suit nous allons caracteriser la quasicontinuité d'une application multivoque arbitraire en termes de continuite.

Theoreme 2. La condition necessaire et suffisante pour que l'application multivoque $F:(X, \mathcal{S}) \to (Y, \mathcal{U})$, où X, Y sont des espaces topologiques arbitraires de topologies $\mathcal{S}$ et $\mathcal{U}$, soit quasicontinue au point $x \in X$, est qu'il existe un ouvert $G \in \mathcal{S}$ tel que $x \in \overline{G}$ et que la restriction de F à $G \cup \{x\}$ $(F \mid G \cup \{x\})$ soit continue au point x.

Demonstration. Necessité: F quasicontinue en $x \in X \Rightarrow \forall G_1, G_2 \in \mathcal{U}$ avec $F(x) \subset G_1$ et $F(x) \cap G_2 \neq \emptyset$ et $\forall U \in \mathcal{V}_x$. $\exists G_U \subset U$, $G_U \neq \emptyset$ tel que $F(G_U) \subset G_1$ et $\forall y \in G_U$, $F(y) \cap G_2 \neq \emptyset$. Si nous notons $G = \bigcup_{U \in \mathcal{V}_x} G_U$ nous avons $x \in \overline{G}$ et si $U_x \in \mathcal{V}_x$. $F(U_x \cap (G \cup \{x\})) \subset F(G) \cup F(x) \subset G_1$ et si $y \in U_x \cap (G \cup \{x\})$, $y \neq x \Rightarrow y \in G \Rightarrow \exists U_y \in \mathcal{V}_x$ tel que $y \in G_{U_y}$ et donc $F(y) \cap G_2 \neq \emptyset$ donc $F \mid G \cup \{x\}$ est continue en x.

Suffisance: Soit $U \in \mathcal{V}_x$ et $G_1, G_2 \in \mathcal{U}$ tels que $F(x) \subset G_1$ et $F(x) \cap G_2 \neq \emptyset$. Si $\exists G \neq \emptyset$, $G \in \mathcal{S}$ tel que $x \in \overline{G}$ et $F \mid G \cup \{x\}$ continue au point x, alors $\exists U^* \in \mathcal{V}_x$ tel que $F(U^* \cap (G \cup \{x\})) \subset G_1$ et pour $\forall y \in (U^* \cap G) \cup \{x\}$, $F(y) \cap G_2 \neq \emptyset$.

Soit $G^* = \text{int}(U^* \cap U) \cap G$. Evidemment $G^* \neq \emptyset$ car $x \in \overline{G}$ et $G^* \in \mathcal{S}$, $G^* \subset U$ cependant $F(G^*) \subset F(U^* \cap G) \subset G_1$ et $\forall y \in G^*$, $y \in U^* \cap G$ donc $F(y) \cap G_2 \neq \emptyset$, ce qui demontre la suffisance.

BIBLIOGRAFIE

1. Kempisty S., Sur les fonctions quasicontinues. Fund. Math. 19, 184–197, 1932.
2. Marcus S., Sur les fonctions quasicontinues au sens de S. Kempisty. Colloq. Math VIII, 47–53, 1961.
3. Bruteanu C., Asupra unor proprietăţi ale funcţiilor quasicontinue. St. şi Cercet. Mat. Tom. 22. nr. 7, 983–991, Buc. 1970.
4. Bânzaru T., Asupra unor proprietăţi ale aplicaţiilor [multivoce. St. şi Cercet. Mat. Tom. 24. nr. 10. 1972.
5. Bânzaru T., Asupra continuităţii aplicaţiilor multivoce. Bul. Şt. şi Teh. I.P.T. Seria Mat. Fizică şi Mec. teoretică şi aplicată nr. 2, 1971.
6. Bânzaru T. şi Crivăţ N., Structures uniformes sur l'espace des parties d'un espace uniforme et quasicontinuité des applications multivoques. Bul. Şt. şi Teh. I.P.T. Seria Mat. Fizică şi Mec. teoretică şi aplicată. nr. 2, 1975.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

NILPOTENTE MATRIZEN ÜBER L_2

VON

E. BURLACU

In dieser Arbeit werden die Bedingungen unter welchen eine Matrix mit Elementen aus einer verband studiert Das Hauptergebnis ist Satz 1 ; Satz 2 bestimmt die Bedingungen in denen eine Matrix der Nilpotente Index 2 hat.

In dieser Arbeit wir untersuchen die Bedingungen unter welchen einem Verband nilpotent sei.

Gegeben sind zwei quadratische Matrizen $\|\alpha_{ij}\|$ $\|\beta_{ij}\|$ mit Elementen în L_2. Das Produkt zweier Matrizen,

$$\|\alpha_{ij}\| \cdot \|\beta_{ij}\| = \|\pi_{ij}\| \tag{1}$$

ist durch Definition von

$$\pi_{ij} = \bigcup_r (\alpha_{ir} \cap \beta_{rj}) \tag{2}$$

gegeben, während die Vereinigung und der Schnitt zweier Matrizen

$$\|\alpha_{ij}\| \cup \|\beta_{ij}\| = \|\sigma_{ij}\| \tag{3}$$

$$\|\alpha_{ij}\| \cap \|\beta_{ij}\| = \|\tau_{ij}\| \tag{4}$$

durch

$$\sigma_{ij} = \alpha_{ij} \cup \beta_{ij} \tag{5}$$

$$\tau_{ij} = \alpha_{ij} \cap \beta_{ij} \tag{6}$$

gegeben sind

1. *Definition.* Eine quadratische Matrix $A \in M_n$ wird nilpotent genannt, wenn eine Zahl m existiert, so dass $A^m = 0$.

Wenn $A^m = 0$ dann ist $A^r = 0$ mit $r \geqslant m$. Desgleichen wenn A nilpotent ist, ist jede Potenz von A nilpotent.

2. *Definition.* Wir bezeichnen als Nilpotenz index einer nilpotenten quadratischen Matrix A die kleinste Zah h, so dass $A^h = 0$ also $A^{h-1} \neq 0$.

Wenn e_{ij} die Matrix mit dem Element aus der Zeile i und der Spalte j gleich mit 1 und alle anderen Elemente gleich Null ist dann folgt aus

$$e_{ij} \cdot e_{kh} = \begin{cases} e_{ih} & \text{wenn } j = k \\ 0 & \text{wenn } j \neq k \end{cases} \tag{7}$$

dass jede Matrix e_{ij} mit $i \neq j$ nilpotent ist und vom Index zwei.

3. *Definition.* Wir bezeichnen als Spur der Matrix A den Ausdruck

$$S(A) = a_{11} \cup a_{22} \cup \ldots \cup a_{nn} \tag{8}$$

Man bemerkt gleich dass

$$S(A \cup B) = S(A) \cup S(B) \tag{9}$$

und

$$S(\lambda A) = \lambda S(A) \tag{10}$$

Satz 1. *Die notwendige und hinreichende Bedingung damit eine Matrix $A \in M_n$ nilpotent sei, ist dass $S(A^p) = 0$ für jeden Wert von $p \in N$.*

Beweis: Gegeben ist $A \in M_n$ nilpotent wir nehmen an, dass $S(A) \neq 0$. Daraus folgt die Existenz eines Elements $a_{jj}=1$, also

$$(A^p)_{jj} = \bigcup_{j_j, \ldots j_{p-1}} a_{jj} \cap a_{j_1 j_2} \cap \ldots \cap a_{j_{p-1} j} \geq a_{jj} \cap \ldots \cap a_{jj} = 1$$

Es folgt, dass die Matrix A^p für jede natürliche Zahl p wenigstens ein Element $a^p_{jj}=1$ besitzt, welche Tatsache die Voraussetzung: A-nilpotent widerspricht. Daraus folgt dass die Annahme $S(A) \neq 0$ falsch ist, also $S(A)=0$.

Aus dem Beweis folgt desgleichen dass $a^p_{jj}=0$, $j=1, 2, \ldots, n$ und $p \in N$ also ist $S(A^p)=0$ für jeden Wert $p \in N$.

Tatsächlich existiert im entgegengesetzten Fall $j \in \overline{1, n}$ und $p \in N$ so dass $a_{jj}=1$. Daraus folgt wie oben erwähnt, dass $(A^{np})_{jj}=1$ für jeden Wert von $n \in N$. Andererseits existiert $q \in N$ für welches $A^q=0$ ist. Wenn man n so annimmt, dass $np>q$, erhält man einen Widerspruch Wir setziennun voraus dass $S(A^p)=0$ für jeden $p \in N$ und wir zeigen dass A nilpotent ist.

Gegeben ist $p=n$. Die Matrix A^n hat $a^n_{jj}=0$ und für $i \neq j$, $i, j=1, 2, \ldots, n$

$$a^n_{ij} = \bigcup_{k_1, k_2, \ldots, k_{n-1}} a_{ik_1} \cap a_{k_1 k_2} \cap \ldots \cap a_{k_{n-1} j} \tag{11}$$

wobei $k_1, k_2, \ldots, k_{n-1}=1, 2, \ldots, n$.

Jedes Glied der Vereinigung

$$a_{ik_1} \cap a_{k_1 k_2} \cap \ldots \cap a_{k_{n-1} j} \tag{12}$$

enthält Schnitte der Form

$$a_{k_r, k_{r+1}} \cap a_{k_{r+1}, k_{r+2}} \cap \ldots \cap a_{k_{r+q-1}, k_{r+q}} \tag{13}$$

wobei $k_{r+q}=k_r$, weil $i, k_1, k_2, \ldots, k_{n-1}, j$ $n+1$ Indizen darstellen und jedes Index Werte von 1 bis n nimmt. Die Schnitte der Form (13) sind die Glieder der Vereinigung aus dem Ausdruck des Elements $a^q_{k_r, k_r}$, $q<n$. Doch aus $S(A^q)=0$ folgt dass $a^q_{k_r, k_r}=0$, woraus

$$a_{k_r k_{r+1}} \cap a_{k_{r+1} k_{r+2}} \cap \ldots \cap a_{k_{r+q-1}, k_{r+q}} = 0$$

also sind die Glieder der Form (12) Null welches

$$a^n_{ij}=0$$

impliziert, dass heisst A ist nilpotent

1. Folgesatz. Jede nilpotente Matrix ist schief symmetrisch.

Tatsächlich wenn A nilpotent ist, dann ist

$$a^2_{ii} = \bigcup_{k=1}^{n} a_{ik} \cap a_{ki} = \bigcup_{k=1}^{n} a_{ik} \cap a^T_{ik} = 0$$

also

$$a_{ik} \cap a^T_{ik} = 0 \qquad i, k=1, 2, \ldots, n$$

also $A \cap A^T=0$ welches die Schiefe Symmetrie ausdrückt (siehe [2]).

Bemerkung: Satz 1 und 1 Folgesatz bleiben gültig auch falls die Matrizen Elementen aus beliebigen distributiven Verband sind, der ein erstes und letztes Element enthaltet.

2. Folgesatz: Ist die Matrix A nilpotent dann enthält sie wenigstens eine Zeile und i eine Spalte mit allen Elementen gleich Null.

Tatsächlich, wenn die Matrix A auf jeder Zeile und Spalte wenigstens ein Element verschieden von Null besitzen würde, dann existiert in der Matrix A^n die Elemente a^n_{ij} wenigstens ein Element verschieden von Null, dass heisst A^n ist eine von Null verschiedene Matrix, was absurd ist.

F o l g e: Wenn die Matrix $A_{n\,n}$ nilpotent ist, dann ist seine Determinante Null.

Nach Lunt [3] bezeichnen wir als Determinante der Matrix A mit $|A|$ eine Funktion seiner Elemente, welche folgend definiert wird:

$$A=\bigcup_{s\in\sigma_n} a_{1s_1}\cap a_{2s_2}\cap\ldots\cap a_{ns_n}$$

wobei

$$s=\begin{Bmatrix}1,\ 2,\ \ldots,\ n\\ s_1\ s_2\ \ldots,\ s_n\end{Bmatrix}$$

alle möglichen Permutationen der Zahlen 1, 2, ..., n durchläuft.

Wir bezeichnen mit W_n die Menge aller nilpotenten quadratischen Matrizen der Ordnung n.

Wir definieren auf W_n eine Funktion i welche Werte in der Menge der natürlichen Zahlen nimmt.

$$i\,(X)=\min\{h\mid X^h=0\quad h\in N\ \text{ und }\ X\in W_n\}$$

Die Funktion $i\,(X)$ hat einen minimalen Wert gleich mit eins, welchen sie in der Nullmatrix annimmt und einen maximalen Wert gleich n. Der maximale Wert der Funktion $i\,(X)$ wird erreicht wenn zum Beispiel $X=\|\alpha_{ij}\|$, $\alpha_{ij}=\begin{cases}1 & i\geqslant j\\ 0 & i\leqslant j.\end{cases}$

Satz 2. $i\,(X)=2$ wenn die Spalten der Matrix X welche von Null verschiedene Elemente besitzen, von Null verschiedene Elemente auf den Zeilen deren Indizen mit den Indizen der nullen Spalten übereinstimmen enthalten.

B e w e i s: Für jede Matrix C die aus eine Spalte besteht mit Elemente $c_1, c_2, c_3, \ldots, c_n$ aus L_2 legen wir die Menge $X\,(C)=\{i\mid C_i=1\}$, bei. Auf dieser Weise ist jede Spalte C_j der Matrix durch je eine eindeutige Menge von ganzen Zahlen dargestellt. Wir bemerken, dass die Spalte j des Produkts $R\cdot x$ durch die Vereinigung der jenigen Spalten aus R, deren Indizen in der Menege welche die Spalte j a der Matrix X darstellt, erhalten wird.

Gegeben sind $C_{i_1}, C_{i_2}, \ldots, C_{i_n}$ mit $h\leqslant n$ die nullen Spalten der Matrix X und C_j eine von Null verschiedene Spalte. Wenn $a_{ij}=1$ und $i\notin\{i_1, i_2, \ldots, i_n\}$ dann ist die Spalte j der Matrix X^2 die Vereinigung aus der von Null verschiedenen Spalte C_i der Matrix X mit anderen Spalten der Matrix X und da C_i eine von Null verschiedene Spalte ist, folgt dass die Spalte C_j der Matrix X^2 verschieden von Null ist also $X^2\neq 0$. Wenn aber $a_{ij}\in C_j$ $j\in C\,\{i_1, i_2, \ldots, i_h\}$ mit $a_{ij}=1$ und $i\in\{i_1, i_2, \ldots, i_h\}$, dann ist jede Spalte $C_j\in X^2$ $j\in\overline{1,\ n}$ gleich Null, also ist die Matrix X nilpotent zweiter Ordnung, dass heisst $i\,(X)=2$.

LITTERATUR FERZEICHNIS

1. R. S. L e d l e y, *Programming and utilizing digital computers.* Mc. Graw Hill Book company 1962.
2. R. D. L u c e, Note on Boolean Matrix Theory. Proc. Am. Math. Soc. (3) 1952.
3. A. G. L u n t, Algebriceskie metodî analiza i sinteza kontaktnîh shem. Izd. Acad. Nauk S.S.S.R. seria mat. 1952.
4. G r. C. M o i s i l, Recherces sur la theorie de chaines. Annales scientifiques de l'Université de Jassy.
5. N. J. P u l l m a n, A property of infinite products of Boolean matrices, Siam J. Appl Math. Vol. 15 (4) 1967.
6. D. F. R u t h e r f o r d, Inverses of Boolean matrices. Proc. Glasgow Math. Assoc. 6 (1963).
7. J. W e d d e r b u r n, Boolean liniar asociative algebra. Ann. of Math. 35 (1934).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

DAS STUDIUM DES SCHWINGUNGSNIVEAUS EINES EISENBAHN-PERSONEN - WAGGONS

VON

I. ORGOVICI, TR. GLIGOR, T. CIOARĂ

Das Schwingungsniveau eines Eisenbahnfahrzeuges hängt von folgenden Faktoren ab: von der elastischen Lagerung des Fahrzeuges, von den Unregelmässigkeiten der Geleise und von der Fahrschwindigkeit. Diese Faktoren erzeugen eine komplexe Bewegung mit stohastischem Charakter. Die Grössen welche diese komplexe Bewegung charakterisieren sind: der quadratische Mittelwert und die spektrale Leistrungsdichte. Um diese Werte zu bestimmen, wurden die vertikalen Schwingungen eines 1. Klasse Waggons, welcher mit 20, 40, 60, 80 und 100 kilometer pro Stunde bewegte, experimentell gemessen.

1. **Das Blockschema** der Geräte, welche zum Aufzeichnen der Schwingungen benützt wurden, ist in Abb. 1 dargestellt. Um die Schwingungen in vertikaler Richtung und das Galoppieren aufzuzeichnen, wurden die piesoelektrischen Beschleunigungs-aufnehmer T_1, T_2 und T_3 vom Typ KB 11 benützt. Die aufgezeichneten Semnale wurden über den Integrations — Vorverstärker *1* zum Verstärker *2* geleitet und auf ein Magnetband gespeichert *(3)*. Das gespeicherte Semnal $u\,(t)$ ist mit dem Schwingungsweg proportional

$$u\,(t)=kx\,(t).$$

Um den Proportionalitätsfaktor zu bestimmen, wurde der Eichtisch mit veränderlichen Frequenz *5* benützt.

2. **Die Verarbeitung der gespeicherten Semnale** wurde im Laboratorium vorgenommen und es wurde die in [1] und [2] angegebne Methode benützt.

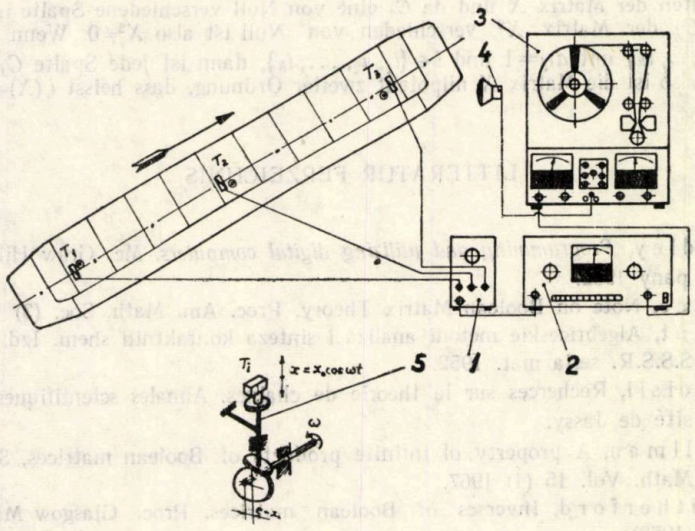


Abb. 1.

Um den quadratischen Mittelwert $\tilde{x}_0^2$ und die spektrale Leistungsdichte $W(\omega)$ für verschiedene Geschwindigkeiten zu bestimmen, wurden Tabellen, so wie sie in Tabelle 1 dargestellt sind, aufgestellt. Der quadratische Mittelwert $\tilde{x}_0^2$ für den ganzen Frequenzbereich bei konstanter Geschwindigkeit ist

$$\tilde{x}_0^2 = \sum \Delta \tilde{x}_i^2.$$

$V = 100$ km/h. *Tabele 1*

Nr. contor	U^2_{med} [V] \ A_{R^1V} Δf [Hz]	n_i														$n_i U_i^2$	
		0,300		3,00		1,00		0,300		0,100		0,030		0,030		0,100	
		0,71—1		1—1,4		1,4—2		2—2,8		2,8—4		4—5,6		5,6—8		8—11,2	
1	0,799	219	175	0	0	139	111,1	20	16	77	61,5	42	33,5	4	3,2	0	0
2	0,505	399	201,5	0	0	248	125,2	93	47	136	68,7	165	83,3	25	12,6	0	0
3	0,276	390	107,6	54	14,9	495	136,6	240	66,2	238	65,7	277	76,4	149	41,1	160	44,2
4	0,118	528	62,3	960	113,3	466	55	547	64,5	553	65,2	540	63,7	549	64,8	755	89,1
5	0,029	377	10,9	847	24,6	457	13,2	870	25,2	708	20,5	758	22	919	26,7	848	24,6
6	0	405	0	763	0	583	0	1 041	0	912	0	964	0	1 206	0	968	0
7	0,042	420	17,6	905	38	528	22,2	615	25,8	708	29,7	686	28,8	884	37,1	888	37,3
8	0,136	516	70,2	766	104,2	487	66,2	544	74	595	80,9	433	58,9	378	51,4	579	78,7
9	0,301	409	123,1	0	0	294	88,5	232	69,8	382	115	250	75,2	162	48,8	110	33,1
10	0,543	305	165,6	0	0	223	121,1	79	42,9	162	88	111	60,3	18	9,8	0	0
11	0,819	295	241,6	0	0	199	163	0	0	25	20,5	82	67,1	0	0	0	0
12	1,040	25	26	0	0	68	70,7	0	0	25	26	50	52	0	0	0	0
13	1,040	73	75,9	0	0	110	114,4	0	0	30	31,2	49	51	0	0	0	0
$\Sigma n_i U_i^2$		1 277,3		295		1 087,2		431,4		672,9		672,2		295,5		307	
Σn_i		4 361		4 295		4 297		4 281		4 551		4 407		4 294		4 308	
f_k		0,162		0,410		0,644		0,802		0,910		0,985		1,000		1,000	
K		0,548		5,48		1,730		0,548		0,173		0,0548		0,0548		0,173	
$\tilde{U}^2$		0,29289		0,06868		0,25301		0,10077		0,14786		0,15253		0,06881		0,07126	
$\Delta\tilde{x}_i^2$ [mm²]		3,35147		12,27021		1,82585		0,04705		0,00534		0,00047		0,00021		0,00213	
$W(\omega)$ [mm²s]		1,83932		4,88216		0,48432		0,00936		0,000708		0,000047		0,000014		0,000106	

3. **Darstellung und Deutung der Ergebnisse.** Die 15 Tabellen, welche so wie Tabelle 1, aufgestellt wurden, erlaubten es den quadratischen Mittelwert für den ganzen Frequenzbereich zu berechnen und als Funktion der Fahrgeschwindigkeit des Waggons darzustellen (Abb. 2).

Die spektrale Leistungsdichte in Abhängigkeit von den Mittelwerten der benützten Filtern wurden für verschiedene Fahrgeschwindigkeiten in Abb. 3 dargestellt.

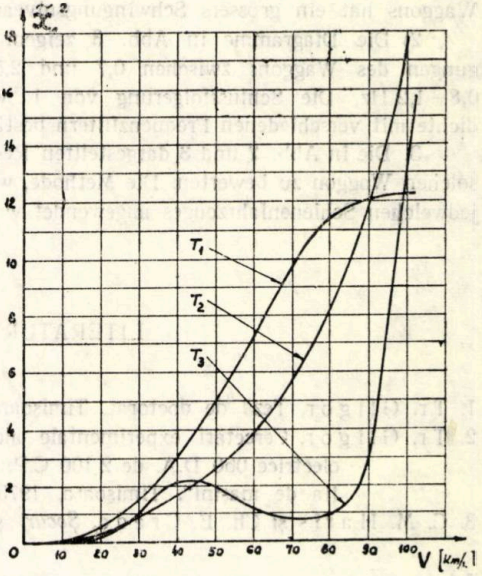


Abb. 2.

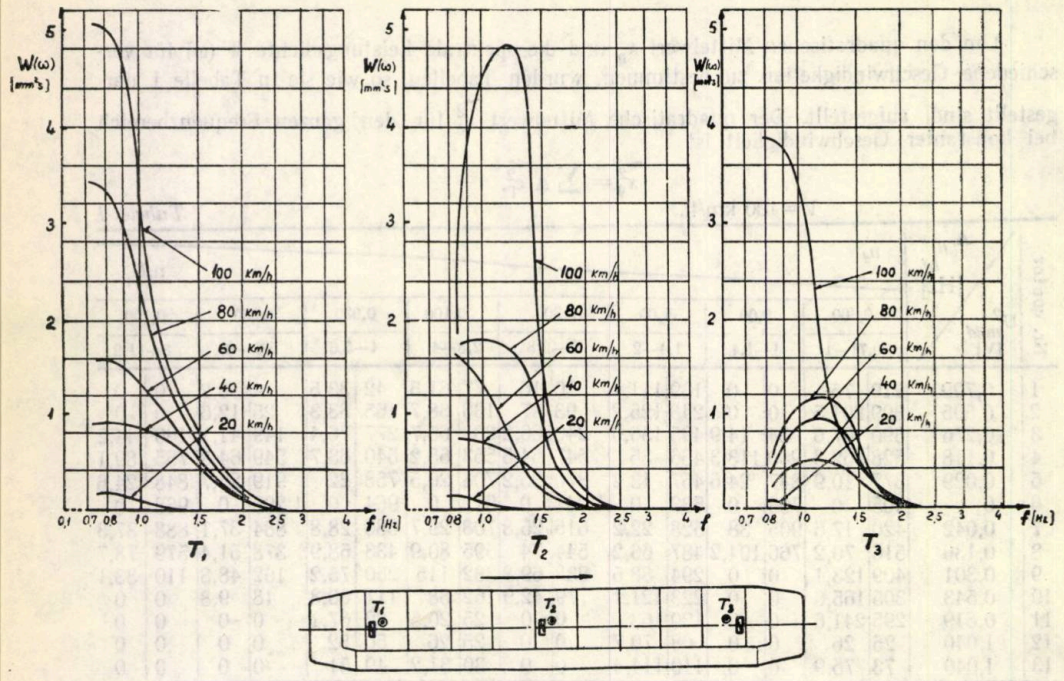


Abb. 3.

Die Analyse der Diagramme welche in den Abb. 2 und 3 dargestellt sind führt auf folgende Schlussfolgerungen:

1) Die Diagramme in Abb. 2 zeigen, dass das Schwingungsniveau der Struktur mit dem Anwachsen der Fahrgeschwindigkeit des Waggons grösser wird. Der hintere Teil des Waggons hat ein grössers Schwingungsniveau als der vordere Teil.

2) Die Diagramme in Abb. 3 zeigen, dass der Frequenzbereich der Strukturschwingungen des Waggons zwischen 0,7 und 2,5 Hz liegt, vorherschend sind jene im Bereich 0,8—1,2 Hz. Die Schlussfolgerung von 1. wird auch mit Hilfe der spektralen Leistungsdichte mit verschiedenen Frequenzfiltern bestätigt.

3. Die in Abb. 2 und 3 dargestellten Resultate erlauben es den Reisekomfort in einem solchen Waggon zu bewerten. Die Methode, welche hier benützt wurde, kann zum Studium jedwelchen Schienenfahrzeuges angewendet werden.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Tr. Gligor, Teză de doctorat, Timişoara, 1974.
2. Tr. Gligor, Cercetări experimentale ale vibraţiilor laterale ale locomotivei diesel — electrice 060 D.A. de 2 100 C.P. Comunicările conferinţei „Vibraţii în construcţia de maşini", Timişoara, 1975.
3. C. M. Hariş şi Ch. E. Crede, *Şocuri şi vibraţii*. Editura tehnică, Bucureşti, 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

LES ÉQUATIONS SUR LES STRUCTURES NUMEROIDALES FINIES

PAR

ŞT. MATEI

1. **Introduction.** La notion de numéroid a été introduit par G. Povarov pour l'étude plus systématique de certains problèmes de cybernétique. Les fonctions logiques, les relations binaires, les matrices booleénnes utilisées dans la théorie, des graphs et dans la théorie des réseaux de transport, les algèbres Schröder-Moisil, sont des structures numéroidales.

Dans [1] on considère l'ensemble fini donné: $S=\{s_1, s_2, \ldots s_g\}$, un ensemble E ayant un élément 0 et une application $F: S \to E$. On considère l'equation

$$F(x)=0 \tag{1}$$

laquelle on la résout à l'aide des cycles $\alpha_{s_1}, \alpha_{s_2}, \ldots \alpha_{s_g}$ et de la fonction univoque $A: S\times \times E^{g-1} \to S$ nommée la function résolvante. Si $T \overset{\text{def}}{=} S \cup E$ et „+", „·", sont des opérations binaires sur T avec les propriétés

$$\begin{cases} 0\cdot e=e\cdot 0=0.0=0; \quad e\cdot e=e; \quad 0\cdot q=0; \\ \qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad\qquad q\in S,\ e,\ 0\in E;\ e\neq 0. \\ e\cdot q=q \qquad\qquad q+0=0+q=q; \quad 0+0=0; \end{cases} \tag{2}$$

et si „′", „‾" sont des operations sur E définies par:

$$\begin{cases} x'=0 \text{ si } x=0; \quad x'=e \text{ si } x\neq 0 \\ \bar{x}=e \text{ si } x=0; \quad \bar{x}=e \text{ si } x\neq 0, \end{cases} \tag{3}$$

alors la fonction résolvante a la forme:

$$\begin{aligned} A(q, U_1, U_2, \ldots U_{g-1}) &= \bar{U}_1\cdot q + U_1'\cdot \bar{U}_2\,\alpha_q(q) + \ldots + \\ &+ U_1'\cdot U_2' \ldots U_{g-2}'\,\bar{U}_{g-1}\,\alpha_q^{g-2}(q) + U_1' U_2' \ldots \ldots U_{g-1}'\,\alpha_q^{g-1}(q), \end{aligned} \tag{4}$$

où

$$q\in S,\ Ui\in E.$$

tandis que la solution générale de l'équation (1) est donnée par:

$$x=A(q), F(q), \ldots, F(\alpha_g^{g-2}(q))). \tag{5}$$

2. **La résolution des équations booléenes à l'aide de la fonction résolvante.** En utilisant les résultats de [1] nous trouvons effectivement les solutions vectorielles et les solution parametriques des équations booléennes avec 3 ou 4 inconnues, aussi la solution vectorielle pour les équations à n inconnues.

Pour l'équation booléenne:

$$F(x_1, x_2, x_3)=0, \text{ où } x_1, x_2, x_3, \in \{0, 1\}, \tag{6}$$

S a 2^3 éléments ayant la forme:

$S=\{(0, 0, 0), (0, 0, 1), (0, 1, 0), (0, 1, 1), (1, 0, 0), (1, 0, 1), (1, 1, 0), (1, 1, 1)\}$ et $E=\{0, 1\}$;

les 8 cycles sont les suivants:

$$\alpha(u_1, u_2, u_3) = \begin{pmatrix} (u_1, u_2, u_3) & (\bar{u}_1, u_2, u_3) & (u_1, \bar{u}_2, u_3) & (u_1, u_2, \bar{u}_3) & (\bar{u}_1, \bar{u}_2, u_3) \\ (\bar{u}_1, u_2, u_3) & (u_1, \bar{u}_2, u_3) & (u_1, u_2, \bar{u}_3) & (\bar{u}_1, \bar{u}_2, u_3) & (\boldsymbol{u}_1, u_2, \bar{u}_3) \\ (\bar{u}_1, u_2, \bar{u}_3) & (u_1, \bar{u}_2, \bar{u}_3) & (\bar{u}_1, \bar{u}_2, \bar{u}_3) & & \\ (u_1, \bar{u}_2, \bar{u}_3) & (\bar{u}_1, \bar{u}_2, \bar{u}_3) & (u_1, u_2, u_3) & & \end{pmatrix} \text{ où } u_1, u_2, u_3 \in \{0, 1\}$$

Dans (2) et (3) on prend $q=(u_1, u_2, u_3)$; $e=1$, l'opération „+" devient la réunion booléenne, $x'=x$ et $\bar{x}$ est la complémentaire de x. En utilisant les lois d'algèbre de Boole nous obtenons de (4) et (5) la solution vectorielle :

$$X=(x_1, x_2, x_3)=\bar{a}_1(q_1, q_2, q_3) \cup a_1\bar{a}_2(\bar{q}_1, q_2, q_3) \cup a_1a_2\bar{a}_3(q_1, \bar{q}_2, q_3) \cup$$

$$\cup a_1a_2a_3\bar{a}_4(q_1, q_2, \bar{q}_3) \cup a_1a_2a_3a_4\bar{a}_5(\bar{q}_1, \bar{q}_2, q_3) \cup a_1a_2a_3a_4a_5\bar{a}_6(\bar{q}_1, q_2, \bar{q}_3) \cup$$

$$\cup a_1a_2a_3a_4a_5a_6\bar{a}_7(q_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3) \cup a_1a_2a_3a_4a_5a_6a_7(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3) ; \qquad (7)$$

où

$F(q_1, q_2, q_3)=a_1$; $F(\bar{q}_1, q_2, q_3)=a_2$; $F(q_1, \bar{q}_2, q_3)=a_3$; $F(q_1, q_2, \bar{q}_3)=a_4$;

$F(\bar{q}_1, \bar{q}_2, q_3)=a_5$ $F(\bar{q}_1, q_2, \bar{q}_3)=a_6$; $F(q_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3)=a_7$; $F(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3)=a_8$;

De (7) on obtient ensuite la solution paramétrique :

$$\begin{cases} x_1= (\bar{a}_1 \cup a_2(\bar{a}_2 \cup \bar{a}_4) \cup a_2a_3a_4a_5a_6\bar{a}_7) \cdot q_1 \cup a_1(\bar{a}_2 \cup a_3a_4(\bar{a}_5 \cup \bar{a}_6 \cup \bar{a}_7)\bar{q}_1 \\ x_2= (\bar{a}_1 \cup \bar{a}_2 \cup \bar{a}_3(\bar{a}_4 \cup a_5\bar{a}_6)) \cdot q_2 \cup a_1a_2(\bar{a}_3 \cup a_4(\bar{a}_5 \cup a_6)) \cdot \bar{q}_2 \\ x_3= (\bar{a}_1 \cup \bar{a}_2 \cup \bar{a}_3 \cup a_4\bar{a}_5)q_3 \cup a_1a_2a_3(\bar{a}_4 \cup a_5)\bar{q}_3 ; \text{ où } q_1, q_2, q_3 \in \{0, 1\} \end{cases} \qquad (7')$$

La condition de compatibilité de l'équation (6) est :

$$\prod_v F(v_1, v_2, v_3)=0 \qquad (8)$$

en effectuant le produit des 2^3 valeurs possibles du vecteur (v_1, v_2, v_3).

D'une manière analogue pour l'équation

$$F(x_1, x_2, x_3, x_4)=0, \text{ où } x_1, x_2, x_3, x_4 \in \{0, 1\}, \qquad (9)$$

on obtient la solution :

$$X=(x_1, x_2, x_3, x_4)=\bar{a}_1(q_1, q_2, q_3\, q_4) \cup a_1\bar{a}_2(\bar{q}_1, q_2, q_3, q_4) \cup a_1a_2\bar{a}_3(q_1, \bar{q}_2, q_3, q_4) \cup$$

$$\cup a_1a_2a_3\bar{a}_4(q_1, q_2, \bar{q}_3, q_4) \cup a_1a_2a_3a_4\bar{a}_5(q_1, q_2, q_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_5\bar{a}_6(\bar{q}_1, \bar{q}_2, q_3, q_4) \cup$$

$$\cup a_1 \ldots a_6\bar{a}_7(\bar{q}_1, q_2, \bar{q}_3, q_4) \cup a_1 \ldots a_7\bar{a}_8(q_1, q_2, q_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_8\bar{a}_9(q_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3, q_4) \cup$$

$$\cup a_1 \ldots a_9\bar{a}_{10}(q_1, \bar{q}_2, q_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_{10}\bar{a}_{11}(q_1, q_2, \bar{q}_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_{11}\bar{a}_{12}(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3, q_4) \cup$$

$$\cup a_1 \ldots a_{12}\bar{a}_{13}(\bar{q}_1, \bar{q}_2, q_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_{13}\bar{a}_{14}(\bar{q}_1, q_2, \bar{q}_3, \bar{q}_4) \cup$$

$$\cup a_1 \ldots \bar{a}_{15}(q_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3, \bar{q}_4) \cup a_1 \ldots a_{14}a_{15}(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \bar{q}_3, \bar{q}_4) \qquad (10)$$

Ayant en vue les solutions vectorielles, des équations (6) et (9), on obtient par induction la solution vectorielle de l'équation :

$$F(X)=F(x_1, x_2, \ldots x_n)=0 \qquad (11)$$

à savoir :

$$X=(x_1, x_2, \ldots, x_n)=\bar{a}_1(q_1, q_2, \ldots q_n) \cup a_1\bar{a}_2(\bar{q}_1, q_2, \ldots q_n) \cup a_1a_2\bar{a}_3(q_1, \bar{q}_2, \ldots q_n) \cup$$

$$\cup \ldots \cup a_1a_2 \ldots a_{2^n-2}\bar{a}_{2^n-1}(q_1, \bar{q}_2, \ldots \bar{q}_n) \cup a_1 \ldots a_{2^n-1}(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \ldots \bar{q}_n), \qquad (12)$$

où $q_1, q_2, \ldots q_n \in \{0, 1\}$; $a_1=F(q_1, q_2 \ldots q_n) \ldots a_{2^n}=F(\bar{q}_1, \bar{q}_2, \ldots \bar{q}_n)$ si la condition de compatibilité de Whitehead est satisfaite :

$$\prod_v F(v_1, v_2, \ldots v_n)=0 \qquad (13)$$

le produit s'effectuant relativement a 2^n valeurs possibles du vecteur $(v_1, v_2, \ldots, v_n)$.

BIBLIOGRAPHIE

1. Slaviša N., Prešić B., Com. Rend. Acad. Sc. Paris t. 272 Seria A (8 mars. 1971) p. 654–657.
2. Povarov G. N., *Teoria numeroidov* (l. rusă) Vîp. 11. Izvo. Acad. Nauc S.S.S.R. Moscva 1962.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

ÜBER EINIGE MAGNETISCHE EIGENSCHAFTEN DER Ni—Mn-LEGIERUNGEN

VON

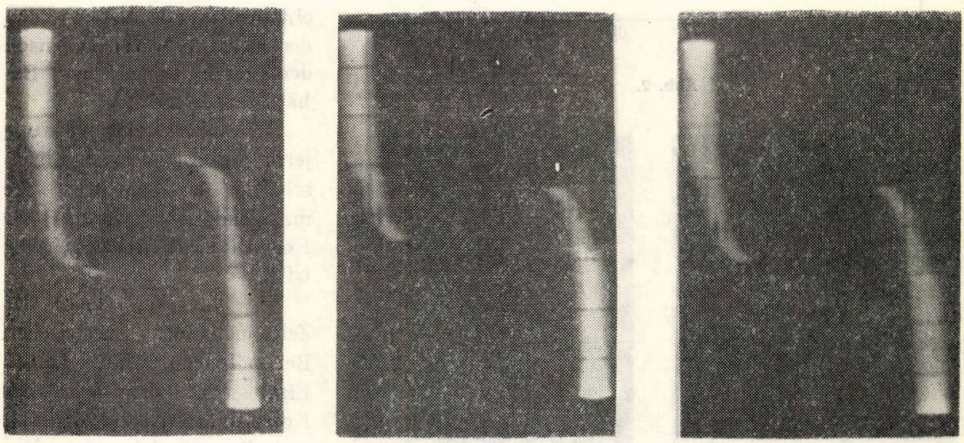
AURICA MUNTEANU, COLETA DE SABATA, C. MARCU,
I. MIHALCA, DOROTHEA MIHAILOVICI

A. **Einleitung.** Im gegenwärtigen Blickfeld der Technik stehen jene Legierungen, die besondere mechanische, magnetische, nichtkorrosive und andere Eigenschaften aufweisen [1]. In der vorliegenden Arbeit untersuchen wir elektrolytische Ni–Mn-Schichten, die auf Kupferdrähte ($\varnothing = 1$ mm) niedergeschlagen wurden. Die Schichtdicke beträgt $d = 10\ \mu$m. Charakteristisch für diese Legierung ist dasselbe Kristallisierungssystem der beteiligten Komponenten und ein annähender Wert der Gitterkonstante. Diese Eigenschaften haben eine Zunahme der Härte der Legierung zur Folge [2].

In der vorliegenden Arbeit untersuchen wir die magnetische Eigenschaften der Ni–Mn-Schichten, die aus Bad [3], [4] erhalten sind und ihre Veränderungen in bezug auf thermische Behandlung.

B. **Experimentelle Ergebnisse.** Die konstante Stromdichte während des Niederschlages wurde zwischen 0,4–1,5 A/dm² für verschiedene Probegruppen gewählt. Die Hysteresisschleifen sind mit Hilfe eines elektronischen Integrators, bei 50 Hz, erhalten worden.

Im Falle der elektrolytisch niedergeschlagenen Schichten, hat das Anwachsen der Stromdichte eine Vergrösserung der inneren Spannungen zur Folge. In Abb. 1*a*, *b*, *c* ist



a *b* *c*

Abb. 1.

die Evolution der Hysteresisschleifen für einige der untersuchten Ni–Mn-Proben wiedergegeben.

Es ist zu erwähnen, dass Proben, die man bei grösseren Stromdichten als 1 A/dm² niederschlägt, keine ferromagnetische Eigenschaften aufweisen.

MÚSZAKI EGYETEM 1848

Aus [5] geht hervor, dass mit der Zunahme der Stromdichte, der Mn-Gehalt in der Legierung sich vergrössert. Wenn die Verringerung der Koerzitivkraft dem Anwachsen der mechanischen Spannungen zuzuschreiben ist, so wird das Verschwinden der ferromagnetischen Eigenschaften, wahrscheinlich, aus anderen Gründe geschehen. Aus [6] entnimmt man, dass die Anwesenheit des Mn in der Legierung einige kontradiktorische Eigenschaften nach sich zieht, und zwar: eine ferro- oder antiferromagnetische Koppelung, einen positiven oder negativen magnetischen Wiederstand, anomale Veränderungen in bezug auf das Magnetfeld der magnetischen Suszeptibilität, und andere.

Das Verschwinden der ferromagnetischen Eigenschaften der Proben, die man bei einer Stromdichte $j \geqslant 1$ A/dm² erhielt, kann man einer antiferromagnetischer Koppelung zuschreiben, die als Folge der Lokalisierung der magnetischen Momente des Mn in Ni-Kristallsystem erscheint.

Um die inneren Spannungen zu vermindern, sind die Proben thermischer Behandlungen bei 300° C während 1, 2 und 3 Stunden, unterworfen worden. Unter dem Einfluss der thermischen Behandlungen verkleinerte sich die Koerzitivkraft für alle Proben um etwa 60%. Dies ist in Abb. 3*a*, *b* für eine Probe die man bei j=0,4 A/dm² erhielt, dargestellt.

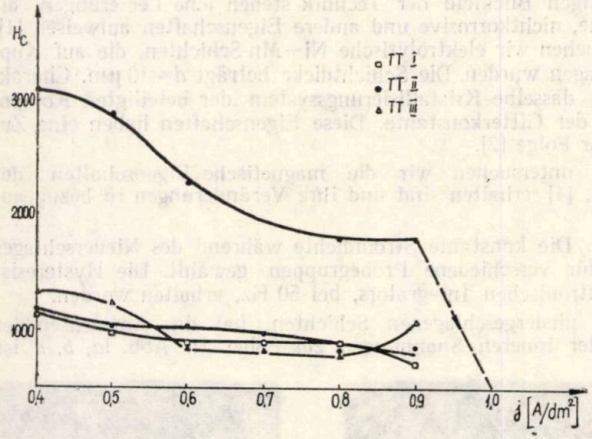


Abb. 2.

In Abb. 2 sind die Ergebnisse für alle untersuchten Probegruppen wiedergegeben.

Die Ergebnisse können wie folgt, gedeutet werden:

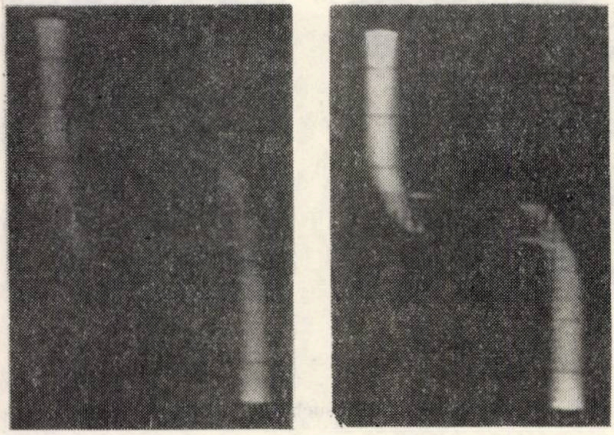
— es ergibt sich, dass eine bedeutende Verringerung der Koerzitivkraft schon nach der ersten thermischen Behandlung erscheint,

— eine Homogenisierung jener mikroskopischen Eigenschaften der Schichten, die makroskopisch durch die Koerzitivkraft in Erscheinung tritt,

— das Vergrössern der Zeitdauer der thermischen Behandlungen, hat keinen Einfluss auf dem Wert der Koerzitivkraft.

Da es sich um elektrolytisch niedergeschlagenen Schichten handelt, ruft die thermische Behandlung wenigstens drei Effekte hervor:

— die Ausscheidung des Wasserstoffes aus dem Kris-



a *b*

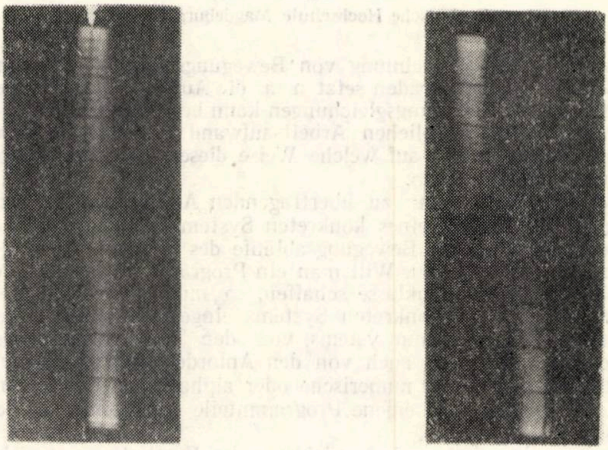
Abb. 3.

tallsystem, der während des elektrolytischen Niederschlags erscheint und eine entsprechende Entspannung des Gitters, durch das Verschwinden einiger Störungen,

— das Verkleinern der Druckspannungen der Schichten, die während der Galvanisierung auftretten,

— das Erscheinen der Zugspannungen, die der differenzierten Dehnungen des Trägers und der Schicht zuzuschreiben ist. Diese Spannungen haben einen beträchtlichen Wert, bei einer Änderung der Temperatur von 300 °C.

Dieselben thermischen Behandlungen — angewendet bei Proben mit $j=1$ A/dm², die Anfangs keine Hysteresisschleifen aufwiesen — rufen bei diesen antiferromagnetische Eigenschaften hervor (Abb. 4*a*, *b*).



a *b*

Abb. 4.

Dies ist einer Strukturveränderung zuzuschreiben. Die Wärmeenergie, die an das System abgegeben wird, verändert die negative Austauschkoppelung zwischen den benachbarten Mn-Ionen [6].

Aus der Fachliteratur [7] entnimmt man, dass im Falle ferromagnetischer Schichten ein kleiner Zusatz anderer Stoffe diese nichtmagnetisch macht (z. B. Kupfer in Ni—Fe-Schichten). Dieser Effekt ist aussergewöhnlich gross im Falle des Mangans und Titans.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Brenner, A., Electrodepozition of Alloys, New York Academic Press, v. I, 1963.
2. Licht, M., Schmidt, R., Hausmann, A., Herrman, S., (patent) 1496798, München, 1969.
3. Munteanu, A., Marcu, C., Mihailovici, D., Electric, 361, v. 25, 9, p. 361, 1971.
4. Munteanu, A., Marcu, C., Baea, R., Mihailovici, D., Bul. ştiinţ tehn., I.P.T., v. 19 (33), p. 59, 1974.
5. N. Gritsan and N. S. Tsretkov, Zhur. Prikland Khim. 22, p. 600—604, 1949.
6. Nicoară Irina, Unele proprietăţi magnetice ale aliajelor monocristaline Ni—Cu—Mn, Teză de doctorat, Universitatea din Cluj, 1973.
7. M. Prutton, *Thin ferromagnetic films*, Ed. Butterworths London, p. 114, 1964.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

AUTOMATISIERTE AUFSTELLUNG VON BEWEGUNGSGLEICHUNGEN FÜR MECHANISCHE SYSTEME MIT ENDLICH VIELEN FREIHEITSGRADEN

VON

U. FISCHER, H. MANG
Technische Hochschule Magdeburg/DDR

1. **Problemstellung.** Die Berechnung von Bewegungsabläufen eines mechanischen Systems mit endlich vielen Freiheitsgraden setzt u. a. die Aufstellung der Bewegungsgleichungen voraus. Die Aufstellung der Bewegungsgleichungen kann bei nichtlinearen Systemen mit mehreren Freiheitsgraden einen erheblichen Arbeitsaufwand mit sich bringen. Deshalb lohnen sich Überlegungen, inwieweit und auf welche Weise dieser Aufwand elektronischen Rechenautomaten übertragen werden kann.

Das Ziel der dem Automaten zu übertragenden Aufgaben kann darin bestehen, entweder die Bewegungsgleichungen eines konkreten Systems als mathematische Beziehungen ausdrücken zu lassen oder/und die Bewegungsabläufe des Systems für vorgegebene Anfangsbedingungen numerisch zu ermitteln. Will man ein Programmsystem zur Lösung dieser Aufgaben für eine allgemeine Problemklasse schaffen, so müssen in beiden Fällen Daten zur Beschreibung der Struktur des konkreten Systems eingegeben werden. Von der Breite des Anwendungsbereiches des Programmsystems, von den Möglichkeiten des Betriebssystems der Rechenanlage und schliesslich auch von den Anforderungen des Benutzerkreises hängt es ab, ob diese Strukturangaben als numerische oder alphanumerische Daten eingegeben werden können bzw. ob der Benutzer eigene Programmteile erearbeiten und dem Programmsystem zufügen muss.

Wie bereits bemerkt, sind auch hinsichtlich der Ergebnisse unterschiedliche Anforderungen zu beachten. Einerseits ist der mathematische Ausdruck der Differentialgleichungen der Bewegung für das Studium des qualitativen Verhaltens des Systems, insbesondere hinsichtlich des Langzeitverhaltens, der Periodizität und Stabilität, i. allg. unerlässlich; andererseits ist die Lösung dieser i. allg. nichtlinearen Gleichungen oft so schwierig, dass es zweckmässig ist, die Aufstellung des Gleichungssystems und seine numerische Lösung miteinander zu verbinden.

Da mit Ausnahme von Programmsystemen, die auf ebene Getriebe beschränkt sind, keine weiteren Arbeiten zur automatischen Ermittlung von Bewegungsgleichungen bzw. Bewegungsabläufen bekannt geworden sind [1], [2], [4], wird im wesentlichen auf eigene Erfahrungen und Überlegungen zurückgegriffen.

2. **Grundgleichungen.** Ausgangspunkt der Überlegungen seien die Lagrangeschen Gleichungen 2. Art:

$$\frac{d}{dt}\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_j} - \frac{\partial T}{\partial q_j} = Q_j + \lambda_p a_{pj} \qquad j=1,\ 2,\ \ldots\ n\ ;\ p=1,\ 2,\ \ldots\ m \tag{1}$$

Darin sind q_j die verallgemeinerten Koordinaten; T die kinetische Energie; Q_j die verallgemeinerten Kräfte; λ_p die Lagrangeschen Parameter; a_{pj} die Koeffizienten der Zwangsbedingungen $a_{pj}\,\delta q_j = 0$. Hier und im folgenden soll von der Einsteinschen Summationsvereinbarung Gebrauch gemacht werden.

Die kinetische Energie lässt sich stets in der Form

$$T = \frac{1}{2} g_{ij} \dot{q}_i \dot{q}_j \qquad i,\ j=0,\ 1,\ 2\ \ldots\ n \tag{2}$$

schreiben, wobei die Koeffizienten g_{ij} symmetrisch sind und Funktionen der Zeit und der verallgemeinerten Koordinaten sein können:

$$g_{ij} = g_{ij}\,(t, q_1, q_2\ \ldots\ q_n) \tag{3}$$

In Gl. (2) bedeutet $\dot{q}_0 = 1$.

Führt man die Differentiationsvorschrift der linken Seite von Gl. (1) aus, so erhält man

$$g_{ji}\ddot{q}_l+\left(\frac{\partial g_{ik}}{\partial q_l}-\frac{1}{2}\frac{\partial g_{kl}}{\partial q_j}\right)\dot{q}_k\dot{q}_l=Q_j+\lambda_p a_{pj} \tag{4}$$

$$k,l=0,\ 1,\ 2,\ \ldots\ n;\quad i,j=1,\ 2,\ \ldots\ n;\quad p=1,\ 2,\ \ldots\ m$$

Die Gln. (4) sollen zur Grundlage von Überlegungen gemacht werden, welche Operationen bei der konkreten Ermittlung der Koeffizienten von $\ddot{q}_i$ und $\dot{q}_k\dot{q}_l$ für bestimmte Systeme zweckmässig Automaten übertragen werden. Bei den Überlegungen ist zu berücksichtigen, ob die gesuchten Gleichungen explizit durch Angabe der mathematischen Beziehungen aufzustellen sind oder ob es genügt, die Koeffizienten punktweise numerisch zu bestimmen, wie es für eine numerische Integration ausreichend ist. Obwohl man bemücht sein wird, ein Programm zur Aufstellung – und anschliessenden Lösung – von Bewegungsgleichungen für einen breiten Problemkreis aufzubauen, ist es doch zweckmässig, von gewissen Problemklassen auszugehen. Drei solcher Problemklassen sollen im folgenden untersucht werden.

3. **Systeme starrer Körper.** Ein Programmsystem zur Aufstellung und Lösung der Bewegungsgleichungen für ein System starrer Körper muss, wenn die Allgemeinheit nicht eingeschränkt werden soll, Koordinaten verwenden, die geeignet sind, die Bewegungen der Körper im Raum vollständig zu beschreiben. Da die Drehwinkel um ein körperfestes Koordinatensystem keine eigentlichen Koordinaten, sondern Quasikoordinaten sind, kommen die Eulerschen Gleichungen

$$J_{11}\dot{\omega}_1+(J_{33}-J_{22})\,\omega_2\omega_3=M_1;\quad J_{22}\dot{\omega}_2+(J_{11}-J_{33})\,\omega_3\omega_1=M_2;\quad J_{33}\dot{\omega}_3+(J_{22}-J_{11})\,\omega_1\omega_2=M_3 \tag{5}$$

in dieser Form nicht in Betracht. Auch ist der Bezug auf ein Hauptachsensystem für technische Anwendungen u. U. eine sehr unbequeme Einschränkung. Verwendet man zur Kennzeichnung der Lage eines Körpers die Eulerschen Winkel und die Koordinaten eines Massenmittelpunktes, so lassen sich die Funktionen und ihre partiellen Ableitungen für jeden starren Körper des Systems explizit aufstellen, so dass damit der Aufbau der linken Seiten der Gln. (4) sowohl für den expliziten Ausdruck der Gleichungen als auch für die Lösung einer Anfangswertaufgabe ohne weitere Schwierigkeiten mit Hilfe einer problemorientierten Sprache wie ALGOL oder FORTRAN vorgenommen werden kann. Dazu ist nur die Angabe numerischer Daten wie Anzahl der starren Körper, ihre Massen, Massenträgheits- und Deviationsmomente notwendig. Schwieriger ist die programmtechnische Realisierung der rechten Seiten der Gln. (4), weil sowohl die verallgemeinerten Kräfte Q_j als auch die Zwangsbedingungen eine sehr vielfältige mathematische Gestalt haben können. Hier bietet sich der Weg an, entweder dem Benutzer die Anfertigung von dem Hauptprogramm hinzuzufügenden Prozeduren bzw. Subroutine-Unterprogrammen zu überlassen – oder im Programmsystem eine Auswahl typischer verallgemeinerter Kräfte und Zwangsbedingungen (herrührend z. B. von Gewichten, Federkräften, Gelenkverbindungen usw.) vorzusehen, die über bestimmte Parameter aufgerufen werden können.

Bei dem so beschriebenen Aufbau des Gleichungssystems haben die linken Seiten der Differentialgleichungen (4), von den Zahlenwerten der Koeffizienten abgesehen, grundsätzlich den gleichen Aufbau, die eigentliche Individualität des mechanischen Systems ergibt sich durch die Zwangsbedingungen. Das Programmsystem gewinnt deshalb bedeutend, wenn es gelingt, bestimmte Lagrangesche Parameter nichtnumerisch zu eliminieren.

4. **Ebene Getriebe.** Eine wesentliche Reduzierung erfahren die für Systeme starrer Körper aufzustellenden Bewegungsgleichungen, wenn man sich auf die ebene Bewegung beschränken kann. Bei ebenen Koppelgetrieben kann man weiter voraussetzen, dass jedes Getriebeglied entweder selbst ober über weitere Glieder gelenkig mit dem Gestell verbunden ist. Die durch diese Verbindungen bedingten Zwangsbedingungen werden im Programmsystem KOGEAN zur Elimination von 2 Koordinaten je Getriebeglied ausgenutzt. Das Programmsystem erlaubt sowohl den Ausdruck des Differentialgleichungssystems als auch seine numerische Auswertung.

Ein weiteres Programmsystem für ebene Getriebe ist unter dem Namen DAMN (Dynamic Analysis of Mechanical Networks) auf dem Weltkongress für die Theorie der Maschinen und Mechanismen in Kupari (Jugoslavien) 1971 beschrieben worden [4].

5. **Allgemeinere mechanische Systeme.** Für eine Reihe von Aufgaben der Mechanik, die auf Systeme mit endlich vielen Freiheitsgraden führen, ist das System starrer Körper noch nicht allgemein genug. Dazu gehören Systeme mit Massenübergang zwischen einzelnen „starren" Körpern und Systeme mit massenbehafteten deformierbaren Körpern, die mit Hilfe von Verformungsansätzen auf Systeme mit endlich vielen Freiheitsgraden reduziert werden.

Eine Erweiterung des im Abschnitt 3 entworfenen Programmsystems auf die Behandlung auch solcher Probleme würde seine Kompliziertheit weiter erhöhen und wohl auch zu weitgehender Unhandlichkeit führen.

Es wurde deshalb ein Programm erarbeitet, das unmittelbar von der Gl. (4) ausgeht und vom Anwender die Aufstellung je eines Unterprogrammes für die Berechnung der Grössen

$$g_{ij}(q_1, q_2, \ldots q_n, t)$$

und der verallgemeinerten Kräfte

$$Q_i(q_1, q_2, \ldots q_n, \dot{q}_1, \dot{q}_2, \ldots \dot{q}_n, t)$$

fordert. Wegen der Symmetrie der g_{ij} brauchen im Unterprogramm nur den Funktionen Werte zugewiesen zu werden, für die $j \geqslant i$ ist. Das Programm, das den Namen DIGS (Differentialgleichungs-System) erhielt, sieht Zwangsbedingungen zwischen den verallgemeinerten Koordinaten zunächst nicht vor – eine Erweiterung ist jedoch ohne besondere Schwierigkeiten möglich und wird zur Zeit vorgenommen. In der Berechnung der partiellen Ableitungen $\frac{\partial g_{ij}}{\partial q_k}$ liegt bereits ein wesentlicher Anteil der Arbeit zur Aufstellung der Bewegungsgleichungen, ein weiterer bedeutender Anteil liegt in der für die weitere Auswertung der Gleichungen notwendigen Entkopplung der Beschleunigungsglieder. Diese Operationen könnten mit Hilfe eines Compilers zur Formelmanipulation, z. B. FORMAC [5], auf nichtnumerischem Wege durchgeführt werden. Die nichtnumerische Ausführung dieser Operationen wäre eine Voraussetzung für den Ausdruck der Bewegungsgleichungen.

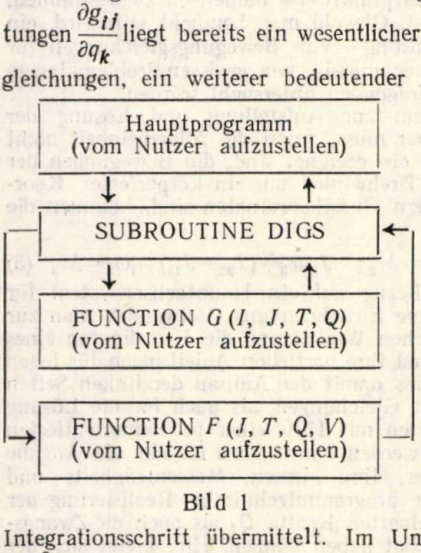


Bild 1

Ein solcher Compiler stand jedoch nicht zur Verfügung, aus diesem Grunde werden die Differentiation und die Inversion der Matrix (g_{ji}) numerisch durchgeführt.

Der Programmablauf wird anhand des Bildes 1 kurz erläutert. Beim Aufruf des SUBROUTINE-Programmes DIGS durch das Hauptprogramm des Anwenders werden neben den Informationen über die Anzahl der Freiheitsgrade und die Zahl der Integrationsschritte sowie die Schrittweite die Anfangsbedingungen und eine Abschätzung über die durschnittliche Änderung der Koordinaten je Integrationsschritt übermittelt. Im Unterprogramm DIGS werden die Differentialquotienten $\frac{\partial g_{ij}}{dq_k}$ durch Differenzenquotienten angenähert; dazu werden die Koordinaten jeweils um den hundertsten Teil der angegebenen durchschnittlichen Änderungen variiert. Das Unterprogramm DIGS ruft dazu das Funktionsunterprogramm G auf. Die verallgemeinerten Kräfte Q_j werden durch Aufruf des Funktionsunterprogrammes F bestimmt. Schliesslich wird durch Auflösung eines homogenen Gleichungssystem mit (g_{ji}) als Koeffizientenmatrix aus Gl. (4) die für die Anwendung numerischer Integrationsmethoden notwendige Form erhalten.

$$\ddot{q}_i = f_i(q_1, q_2, \ldots q_n, \dot{q}_1, \dot{q}_2 \ldots \dot{q}_n, t) \qquad i = 1, 2, \ldots n \qquad (7)$$

Die Integration wird mit Hilfe des Runge-Kutta-Verfahrens durchgeführt, deshalb müssen zur Ermittlung der rechten Seiten von Gl. (7) notwendige Prozeduren für jeden Integrationsschritt viermal ablaufen.

Beispiele mit Anwendungen dieses Programmes, beim Studium von Anfahr – und Bremsvorgängen der Drehbewegung von Kränen, werden in einer folgenden Arbeit vorgestellt.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Göcke, H., KOGEAN – eine vollautomatisierte kinematische und dynamische Analyse ebener Mechanismen von der Berechnung bis zur Zeichnungsausgabe. Bericht der Tagung Dynamik und Getriebetechnik, Bd. C, VEB Fachbuchverlag Leipzig.
2. Rössler, J., Der KOGEAN-Algorithmus und seine programmtechnische Verwirklichung, Bericht von der Tagung Dynamik und Getriebetechnik, Bd. C, VEB Fachbuchverlag Leipzig
3. Fischer, U. u. W. Stephan, *Prinzipien und Methoden der Dynamik*. VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1972.
4. Chace, M. A., D. A. Calahan, N. Orlandea, D. A. Smith, Proceedings of the Third World Congress for the Theory of Maschines and Mechanismus, Kupari 1971, Volume A, Paper A-8. pp 61 ... 100.
5. Gunzenhäuser, R., *Nicht-numerische Informationsverarbeitung*. Springer-Verlag Wien/New York.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

DIE LAGEN DER PERKUSIONS-ACHSE BEI EINEM KÖRPER MIT EINEM FESTEN PUNKT

VON

GH. SILAŞ, L. BRÎNDEU

Für einen Körper, der sich um eine feste Achse drehen kann, gibt es eine Gerade mit der Eigenschaft, dass ein Stossimpuls, welcher entlang dieser Geraden wirkt, keine Reaktions-impulse an der Achse erzeugt. Diese Gerade wurde in [1] Perkusions-Achse genannt und ihre Distribution wurde für verschiedene Lagen der Drehachse untersucht. Ähnlich wurde in [2] die Perkusions-Achse für einen Körper mit festem Punkt definiert.

Hier werden die Eigenschaften der Distribution der Perkusions-Achsen während der Bewegung eines Körpers mit einem festen Punkt bestimmt, für den Fall dass der feste Punkt seine Lage ändert.

Es wird ein Körper betrachtet dessen zentrale Haupträgheitsachsen *Gxyz* sind; das zentrale Trägheitselipsoid hat die Halbachsen *a*, *b* und *c*.

Der geometrische Ort der Perkusions-Achsen, wenn der Punkt $O(X, Y, Z)$ fest ist, ist das hyperbolische Paraboloid mit der Gleichung

$$a^2X^2x^2+b^2Y^2y^2+c^2Z^2z^2+(a^2+b^2)\,XYxy+(b^2+c^2)\,YZyz+(c^2+a^2)\,XZxz+$$
$$+a^2(b^2+c^2)\,Xx+b^2(c^2+a^2)\,Yy+c^2(a^2+b^2)\,Zz+a^2b^2c^2=0 \qquad (1)$$

identisch mit der in [1] für den Körper mit fester Achse bestimmten Gleichung.

Die geradlinige Erzeugenden dieses hyperbolischen Paraboloides sind

$$a^2Xx+b^2Yy+[c^2-\lambda\,(a^2-c^2)\,(b^2-c^2)]\,Zz+a^2b^2=0$$
$$\lambda\,(Xx+Yy+Zz)=1 \qquad (2)$$

Die Perkusions-Achsen für einen Körper mit festem Punkt O sind die geradlinigen Erzeugenden (2) des hyperbolischen Paraboloides (1).

Es wird die Perkusions-Achse bestimmt, die einer festen Achse O_1O_2, mit den festen Punkten $O_1(X_1, Y_1, Z_1)$ und $O_2(X_2, Y_2, Z_2)$, entspricht. Die zwei Paraboloide (1), welche den Punkten O_1 und O_2 entsprechen, müssen sich entlang einer Erzeugenden schneiden Diese gemeinsame Erzeugende ist die Perkusions-Achse des Körpers mit der festen Achse O_1O_2. Die Bedingung, dass sich die zwei Paraboloide entlang einer Erzeugenden schneiden is

$$\begin{vmatrix} X_1 & Y_1 & Z_1 \\ X_2 & Y_2 & Z_2 \\ a^2(X_2-X_1) & b^2(Y_2-Y_1) & c^2(Z_2-Z_1) \end{vmatrix}=0 \qquad (3)$$

Die gemeinsame Erzeugende hat die Gleichung (2) in welcher für λ_1 der Punkt O_1 und für λ_2 der Punkt O_2 entspricht. Eine kleine Zwischenrechnung führt auf

$$\lambda_1 = KZ_2, \qquad \lambda_2 = KZ_1 \tag{4}$$

wo

$$K = \frac{\begin{vmatrix} X_1 & Y_1 & Z_1 \\ X_2 & Y_2 & Z_2 \\ a^2X_2 & b^2Y_2 & c^2Z_2 \end{vmatrix}}{(a^2-c^2)(b^2-c^2) Z_1Z_2 \begin{vmatrix} X_1 & Y_1 \\ X_2 & Y_2 \end{vmatrix}}$$

Allgemeiner kann man zeigen, dass sich das Paraboloid jedwelchen Punktes $O(X, Y, Z)$ der Geraden O_1O_2 mit den oben erwähnten Paraboloiden entlag derselben Erzeugenden schneidet, welche auch die Perkusions-Achse des Körpers mit der festen Achse darstellt.

Der Punkt $O(X, Y, Z)$ hat die Koordinaten

$$\begin{aligned} X &= (1-\theta)\, X_1 + \theta X_2 \\ Y &= (1-\theta)\, Y_1 + \theta Y_2 \\ Z &= (1-\theta)\, Z_1 + \theta Z_2 \end{aligned} \tag{5}$$

und auf dem Paraboloid des Punktes $O(X, Y, Z)$ gibt es die gemeinsame Erzeugende der Paraboloide der Punkte $O_1(X_1, Y_1, Z_1)$ und $O_2(X_2, Y_2, Z_2)$, für welche die Werte von λ aus Beziehung

$$\frac{1}{\lambda} = \frac{1-\theta}{\lambda_1} + \frac{\theta}{\lambda_2} \tag{6}$$

entsprechen.

Es ist leicht zu bemerken, dass alle Paraboloide, welche den Punkten einer festen Drechachse des Körpers entsprechen, sich entlang einer Geraden, welche die Perkusions-Achse darstellt, schneiden.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Gh. Silaş, M. Rădoi, I. Groşanu, L. Brîndeu, Poziţiile centrului de percuţie a unui corp în mişcare de rotaţie. Bul. Şt. şi Tehnic al I.P.T (serie nouă) Tom 6(20), fasc. 1, 1961.
2. Gh. Silaş, M. Rădoi, I. Groşanu, L. Brîndeu, Axa percuţiei aplicată unui corp cu punct fix. Bul. Şt. şi Tehnic al I.P.T. (serie nouă), Tom 6(20), fasc. 2, 1961.
3. Gh. Silaş, L. Brîndeu, H. Klepp, Percuţii aplicate corpului rigid liber. Bul. Şt. şi Tehnic al I.P.T. (serie nouă), Tom 9 (23), fasc. 1, 1964.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ—FIZICĂ—MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

DERIVATION OF MAXWELL'S EQUATIONS IN VACUO FROM THE PRINCIPLE OF MINIMUM PATH

BY

M. BORNEAS

In two previous works [1] [2] it has been shown that the principle of minimun path in the geometric primary existence, which is the primordial form of the space — the proto-space — ,represents a fundamental law of nature. One can write

$$\delta \int \sqrt{\gamma_{\rho\tau}\, d\beta_\rho d\beta_\tau} = 0 \tag{1}$$

(summation rule has been used), the increments of the intrinsic protocoordinates being related to the physical magnitudes in the space-time by

$$d\beta_\rho = e_\rho \prod_\varphi \widetilde{d\Omega}_\varphi dx \tag{2}$$

where $d\Omega_\varphi$ are the increments of the functionals Ω_φ depending on the quantities $\overline{\overline{W}}_\lambda$ characterizing the physical phenomena. As it has been shown the entities e_ρ indicate the engendering by the protospace of the magnitudes in the space-time, and from mathematical point of view they are operators; such an entity can be called by the name „conflux" (of latin origin). Considering different operations of the confluxes, Eq. (1) allows the derivation of the equations describing the physical phenomena.

In this paper we shall present a possible simple deduction of Maxwell's equations in vacuo in the space of the general relativity, following the method indicated in the quoted articles.

The principle of minimum path in the protospace (1) has in the four-dimensional space-time the form

$$\delta \int dx \sum_\rho \left\{ \left[\frac{\partial \Omega_1}{\partial W^{kl}_{\lambda(K)u\ldots}} \left(\frac{\partial W^{kl}_{\lambda(K)u\ldots}}{\partial x^p} + \Gamma^k_{qp} W^{ql}_{\lambda(K)u\ldots} + \Gamma^l_{qp} W^{kq}_{\lambda(K)u\ldots} \right) dx^p \right] \times \right.$$

$$\left. \times \left[\frac{\partial \Omega_2}{\partial W^{mn}_{\mu(L)v\ldots}} \left(\frac{\partial W^{mn}_{\mu(L)v\ldots}}{\partial x^r} + \Gamma^m_{sr} W^{sn}_{\mu(L)v\ldots} + \Gamma^n_{sr} W^{ms}_{\mu(L)v\ldots} \right) dx^r \right] \right\}^{\widehat{\rho}} = 0, \tag{3}$$

the magnitudes $\overline{\overline{W}}_\lambda$ being considered tensors of the second order at the most, and the index $\widehat{\rho}$ meaning that the confluxes operate upon all quantities inside the brace paranthesis. From now on for simplicity of writing we shall omit this index, but we shall keep in mind that the confluxes do operate up to the last form of the equations.

Multiplying all parentheses in (3) one obtains

$$\delta \int dx \{ \mathfrak{L}_E(\rho) + \mathfrak{L}_F(\tau) + \mathfrak{L}_G(\pi) \} = 0 \tag{4}$$

wherein $\mathfrak{L}_F(\tau)$ and $\mathfrak{L}_G(\pi)$ contain the Christoffel's symbols, and $\mathfrak{L}_E(\rho)$ does not. It has been shown that $\mathfrak{L}_F$ and $\mathfrak{L}_G$ are in connexion with the structure of the space-time and the gravitation, while $\mathfrak{L}_E$ is in connexion with the matter and other fields [1].

Now assume that, as a result of how the confluxes operate, one part of $\mathfrak{L}_E$ contains some magnitudes $W^{ij(M)}_\nu$ related to the electromagnetic field only. Then, in short notation, this part can be written

$$\mathfrak{L}_M = U(\nu\xi Ku \ldots Lv \ldots ijklmn) \frac{\partial W^{ij(M)}_{\nu(K)u\ldots}}{\partial x^k} \frac{\partial W^{mn(M)}_{\xi(L)v\ldots}}{\partial x^l}. \tag{5}$$

By dropping the superior derivatives, and maintaining the variations with respect to $W_{\nu}^{ij(M)}$ only, we have

$$\delta_M \int dx\, U\,(\nu\xi ijklmn)\, \frac{\partial W_{\nu}^{ij\,(M)}}{\partial x^k}\, \frac{\partial W_{\xi}^{mn\,(M)}}{\partial x^l} = 0. \tag{6}$$

Consider ν taking values from 1 to 8, and separate the sum over ν in four parts, i.e.

$$\delta_M \int dx \left[U^{11}\,(prijklmn)\, \frac{\partial W_p^{ij\,(1)}}{\partial x^k}\, \frac{\partial W_r^{mn\,(1)}}{\partial x^l} + U^{12}\,(psijklmn)\, \frac{\partial W_p^{ij\,(1)}}{\partial x^k}\, \frac{\partial W_s^{mn\,(2)}}{\partial x^l} + \right.$$

$$\left. + U^{21}\,(qrijklmn)\, \frac{\partial W_q^{ij(2)}}{\partial x^k}\, \frac{\partial W_r^{mn(1)}}{\partial x^l} + U^{22}\,(qsijklmn)\, \frac{\partial W_q^{ij(2)}}{\partial x^k}\, \frac{\partial W_s^{mn\,(2)}}{\partial x^l} \right] = 0 \tag{7}$$

with $p, q, r, s = 1, 2, 3, 4$ (the index M has been dropped).

Assuming some symmetries for U we can put Eq. (7) in other forms. Thus, the Euler-Lagrange equations are

$$\frac{\partial}{\partial x^l} \left[U^{11}\,(prijklmn)\, \frac{\partial W_p^{ij\,(1)}}{\partial x^k} + U^{21}\,(qrijklmn)\, \frac{\partial W_q^{ij\,(2)}}{\partial x^k} \right] = 0 \tag{8}$$

and

$$\frac{\partial}{\partial x^l} \left[U^{12}\,(psijklmn)\, \frac{\partial W_p^{ij\,(1)}}{\partial x^k} + U^{22}\,(psijklmn)\, \frac{\partial W_q^{ij\,(2)}}{\partial x^k} \right] = 0, \tag{9}$$

where (8) and (9), with $U^{11} = U^{12}$ and $U^{21} = U^{22}$ are identical. The 64 equations reduce to 4 if U^{11} and U^{21} are independent of the indices m and n (that means, all elements with different values for m and n, but same values for the other indices, are equal). Furthermore we change the notation of the indices in the second group of sums in Eq. (8), like $q \to k$, $k \to p$. Then considering the expressions

$$\begin{cases} U^{11}\,(prijkl) = \Phi^{(1)}\,(prkl)\, \Psi^{(1)}\,(ij) \\ U^{21}\,(krijpl) = \Phi^{(2)}\,(krpl)\, \Psi^{(2)}\,(ij) \end{cases} \tag{10}$$

with

$$\Phi^{(1)}\,(prkl) = -\,\Phi^{(2)}\,(krpl) = \Phi\,(prkl) \tag{11}$$

and $\Psi^{(1)}$, $\Psi^{(2)}$ independent of x^k, Eq. (8) may be written

$$\frac{\partial}{\partial x^l} \left[\Phi\,(prkl) \left(\frac{\partial}{\partial x^k} \Psi^{(1)}\,(ij)\, W_p^{ij\,(1)} - \frac{\partial}{\partial x^p}\, \Psi^{(2)}\,(ij)\, W_k^{ij\,(2)} \right) \right] = 0. \tag{12}$$

These can be interpreted as one set of Maxwell's equations in vacuo in the space of general relativity [3], if one puts

$$\Phi\,(prkl) = \sqrt{g}\, g^{rk}\, g^{lp} \tag{13}$$

and

$$\begin{cases} \Psi^{(1)}\,(ij)\, W_p^{ij\,(1)} = A_p \\ \Psi^{(2)}\,(ij)\, W_k^{ij\,(2)} = A_k \end{cases} \tag{14}$$

with the electromagnetic tensor given, of course, by

$$I_{kp} = \frac{\partial A_p}{\partial x^k} - \frac{\partial A_k}{\partial x^p}. \tag{15}$$

Eq. (15) provide also the other set of Maxwell's equations.

REFERENCES

1. Borneas M., Inter. J. Theor. Phys., 1976.
2. Borneas M., Bul. şt. tehn. I.P.T., 1975, fasc. 2.
3. Landau L. D. and Lifshitz E. M., *Teoria cîmpului* (transl. from russian), Ed. tehnică, Bucharest, 1963, pp. 294 and 295.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ–FIZICĂ–MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

SUR LE COEFFICIENT DE L'ABSORBTION DE LA PAROI

PAR

D. UROŞU

Des écuations générales de l'acoustique pour petits mouvements dans un fluide parfait en repaus, à pression uniforme sont :

$$\rho_0 \frac{\partial \overline{v}}{\partial t} + \text{grad } p = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial p}{\partial t} + \rho_0 c^2 \text{ div } \overline{v} = 0 \tag{2}$$

de même l'expression de la intensité acoustique, la vecteur Umov, en un point du champ :

$$\overline{I} = p \cdot \overline{v} \tag{3}$$

Calculons le flux par unité de volume, où divergence du $\overline{I}$ nous avons :

$$\text{div } \overline{I} = p \cdot \text{div } \overline{v} + \overline{v} \cdot \text{grad } p \tag{4}$$

Cette équation peut s'écrire, en tenant compte de (1) et (2) :

$$\text{div } \overline{I} = -\frac{1}{\rho_0 c^2} p \frac{\partial p}{\partial t} - \rho_0 \overline{v} \frac{\partial \overline{v}}{\partial t} \cdot \tag{5}$$

Notons par E l'énergie totale par unité de volume, donc densité de l'énergie, égale avec le somme d'entre l'énergie cinétique et l'énergie potentielle de déformations à l'unite de volume :

$$E = \frac{1}{2} \rho_0 v^2 + \frac{p^2}{2\rho_0 c^2} \tag{6}$$

Avec ce notation (5) peut s'écrire :

$$\frac{\partial E}{\partial t} + \text{div } \overline{I} = 0. \tag{7}$$

Si l'on considère l'énergie comme un fluide de densité E, l'équation (7) exprime que l'énergie comprise dans un volume V quelconque se conserve si tout le points du volume, et, partant de la surface de volume se déplacent confermément au champ.

L'autre form de loi de la conservation de l'énergie s'obtient en integrant (7) à un volume V fixe, limité par un surface S :

$$\int_S \overline{I} \cdot d\overline{s} + \frac{\partial}{\partial t} \int_V E \cdot dV = 0 \tag{8}$$

Équation (8) exprimé que la puissance acoustique fournie au volume V à travers la surface S est égale à l'accroissemenet par unité de temps de l'énergie acoustique totale du fluide compris dans le volume V.

Si l'on introduit la notion de pression et de vitesse efficaces le équation (8) reste inchangée mais E et I représentent alors des valeurs moyennes instantanées.

De l'énergie acoustique qui tombé sur les surfaces S_1, S_2, ..., S_n ayant les coeficients de absorbtion α_1, α_2, ..., α_n une partie est retenant de ces surfaces. La densité de l'énergie acoustique se diminuer.

Considérons que la valeur moyenne instantanée de la densité d'énergie E s'amortit approximativement suivant une loi exponentielle telle que:

$$E = E_0 \cdot e^{-\eta t} \tag{9}$$

La formule (8) peut s'écrire:

$$\eta \cdot \int_V E \cdot dV = \int_S I_n \cdot ds \tag{10}$$

où I_n est composante de I apres la direction normale sur ds.

Notant par E_m de valeur moyenne pour densité de l'énergie dans volume V et par E_p la densité de l'énergie en un point quelconque de la surface, (10) on peut s'écrire:

$$\eta \cdot E_m \cdot V = \int_S I_n \cdot ds \tag{11}$$

de tout

$$\eta = \frac{1}{V \cdot E_m} \int_S I_n \cdot ds \tag{12}$$

On sait que

$$\eta = \frac{c \cdot A}{4 \cdot V} \tag{13}$$

où $A = \int_S \alpha_s \cdot ds$, répresente l'absorbtion selon Sabine.

Relation (12) on peut s'écrire:

$$\eta = \frac{c}{4 \cdot V} \int_S \frac{E_p}{E_m} \cdot \frac{4 \cdot I_n}{c \cdot E_p} \cdot ds \tag{14}$$

Posons

$$\alpha_p = \frac{4 \cdot I_n}{c \cdot E_p} = \frac{4 \cdot v_n}{c \cdot E_p} \tag{15}$$

la formule (15) definit un „coefficient de paroi" α_p.

La relation entre coefficient de paroi et coefficient de l'absorbtion α_s on déduir dans (14):

$$\alpha_s = \left(\frac{4 \cdot I_n}{c \cdot E_p} \right) \cdot \frac{E_p}{E_m} = \alpha_p \frac{E_p}{E_m} \tag{16}$$

Dans le cas limite ideal d'une répartition uniforme de l'énergie acoustique, le coefficient de l'absorbtion α_s s'identifie au coefficient de paroi α_p.

Calcul de coefficient de paroi pour:

— ondes planes sous incidence normale.

Par définition:

$$\alpha_s = 1 - \frac{E_r}{E_i} \tag{17}$$

Dans (15), (17) et $I_n = c\,(E_i - E_r)$ nous dédiusons:

$$\alpha_p = \frac{4 \cdot \alpha_s}{2 - \alpha_s} \tag{18}$$

Dans l'hipothèse que E est uniforme dans la salle, cette formule donne de valeurs de $\alpha_s=\alpha_p$ qui s'identifient pratiquement pour $\alpha_s<0{,}5$ avec le formules établies par F. H. van den Dungen.

— *ondes planes sous incidence oblique.*

Calculons le coefficient de paroi dans l'hypothèse où le paroi est frapée par un onde plane d'incidence oblique θ par rapport à la normale, et où la paroi possède une impédance spécifique normale indépendente de θ:

$$Z_s=R_s+j\cdot X_s \tag{19}$$

Calculons ensuite:

$$E_p=\frac{p^2}{4\cdot c^2\rho_0}+\frac{\rho_0}{4}(\overline{v}_i+\overline{v}_r)^2 \tag{20}$$

$$(\overline{v}_i+\overline{v}_r)^2=(v_i-v_r)^2\cdot\cos^2\theta+(v_i+v_r)^2\cdot\sin^2\theta \tag{21}$$

À la paroi:

$$\rho_0 c\,(v_i-v_r)\cdot\cos\theta=(R_s+j\cdot X_s)\cdot p \tag{22}$$

$$\rho_0 c\,(v_i+v_r)=p \tag{23}$$

Avec (22) et (23) la formule (20) peut s'écrire:

$$E_p=(1+R_s^2+X_s^2+\sin^2\theta)\cdot\frac{p^2}{4\cdot c^2\rho_0} \tag{24}$$

On sait que:

$$I_n=\frac{R_s\cdot p^2}{2\cdot c\rho_0} \tag{25}$$

De (15), (24) et (25) nous déduisons:

$$\alpha_p=\frac{8\cdot R_s}{1+R_s^2+X_s^2+\sin^2\theta} \tag{26}$$

De plus, on sait que:

$$\alpha_s=\frac{4\cdot R_s}{(1+R_s)^2+X_s^2} \tag{27}$$

Si $\theta=0$, R_s et X_s s'éliminent simultanément entre ces deux équations et l'on retrouve la formule (18). Lorsque θ est différent de zero cette élimination n'est plus possible. Si l'on n'élimine que X_s, on obtient la formule ci-après':

$$\alpha_p=\frac{8\cdot R_s\,\alpha_s^2}{\alpha_s^2\cdot\sin^2\theta-4\cdot R_s\,(1+2\alpha_s)} \tag{28}$$

BIBLIOGRAPHIE

1. E. Bădărău, *Bazele acusticii moderne.* Ed. Academiei Buc. 1961.
2. D. Stanomir, *Electroacustică.* Ed. did. şi pedagogică Buc. 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

BERECHNUNG DES FRISCHGASZUSTANDES AM ANFANG DER VERDICHTUNG IN SCHNELLAUFENDEN DIESEL-MOTOREN

VON

G. PURI

1. **Theoretische Betrachtungen.** Die Temperatur des Frischgases aus dem Zylinder des Motors wird durch Wandwärme, Vermischung mit den Restgasen und Umwandlung seiner kynetischen Energie bestimmt. Gewöhnlich [1] wird aber als Anfang der Verdichtung der *u.T.* angenommen und somit die weitere Erwärmung des Frischgases von den nun ganz zur Verfügung stehenden Zylinderwänden, sowie der Kompressionseffekt bis zum Schliessen der Einlassventile die schon sehr kleine Durchflussectionen aufweisen, vernachlässigt. Um den damit gemachten Fehler abzuschätzen wurden 9 reele, schrittweise auf einem IBM 360/60 Rechner berechnete Arbeitszyklen, mit dem Schliesswinkel der Einlassventile zwischen 10 und 50 [° KW], verwendet [2]. Aus der graphischen Darstellung der Grösse ΔP_1, (*A.V.*-Anfang Verdichtung)

$$\Delta P_1(\%) = \frac{P_{A.V.} - P_{u.L.}}{P_{u.T.}} 100 \tag{1}$$

über dem Schliesswinkel der Einlassventile (Abb. 1) bemerkt man das Anwachsen der relativen Druckdifferenz zwischen *A.V.* und *u.T.*

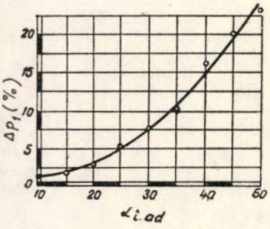


Abb. 1

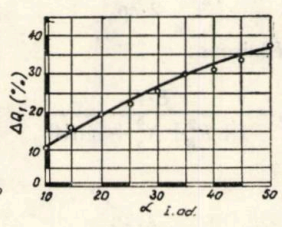


Abb. 2

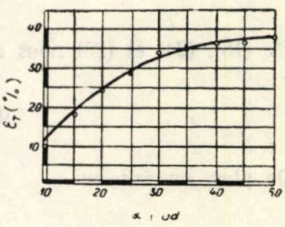


Abb. 3

In Abb. 2 wurde $\Delta\theta_1$ die von dem Frischgas zwischen *u.T.* und *A.V.* von den Wänden erhaltene Wärme, in % der während der ganzen Ansaugperiode erhaltenen Wärme, dargestellt. Die Vernachlässigung dieser Erwärmung führt zu relativen Abschätzungsfehlern ε_T der Temperatur von 35—40% (Abb. 3), wo:

$$\varepsilon_T = \frac{T_{A.V.} - T_{u.T.}}{T_{A.V.} - T_L} 100 \tag{2}$$

und T_L die Lufttemperatur am Eingang in den Ansaugkanal ist. Für eine genauere Rechnung ist es also nötig die reelen Schliesswinkel der Ventile in Betracht zu nehmen.

2. **Rechnungsmethode.** Das Gasgemisch am Anfang der Verdichtung $G_{A.V.}$ besteht aus Luft G_L, Restgas G_R und Wasserdampf G_W. Die angesaugte Luftmenge G_A wird experimentell bestimmt. G_L und G_W kann man mit Hilfe der Luftfeuchtigkeit berechnen. Für G_R kann man [1] die theoretisch, im Kompressionsvolumen, aus dem vorhergehenden Zyklus verbliebene Gasmenge annehmen (der Kolben im *u.T.*):

$$G_R = \frac{P_R \cdot V_C}{R_R \cdot T_R} \tag{3}$$

Die Gaskonstante R_R berechnet man mit Hilfe der fraktionären Zusammensetzung des Kraftstoffes und des Luftverhältnisses λ.

Für den Druck P_R, kann man mit genügend Präzision den Atmosphärendruck P_{At} [1] annehmen. Der bei schnellaufenden Dieselmotoren damit eingeführte Fehler ist unter 0,5% [3]. T_R kann man mit Hilfe der mittleren gemessenen Temperatur der Auspuffgase T_m bestimmen [4]:

$$T_R=(0{,}75 \ldots 0{,}79)\, T_m \ [°K] \tag{4}$$

Die Gaskonstante des Frischgases wird mit g_i den absoluten Gewichtsanteilen der Komponenten i und deren Gaskonstanten R_i berechnet:

$$R=\sum g_i . R_i \tag{5}$$

Die Gastemperatur bei *A.V.* hängt von der am Eingang in den Ansaugkanal, gemessenen Temperatur, dem Wärmeaustausch mit den Kanal- und Zylinderwänden, den Verwirbelungsvorgängen und der Vermischung mit den Restgasen ab. Der Wärmeübergangskoeffizient mit den Ansaugkanalwänden α_{tr_1}, kann man mit Hilfe der von Zapf [5] bestimmten Beziehungen berechnen:

$$\mathrm{Nu}=0{,}214 \cdot \mathrm{Re}^{0{,}68}\left(1-0{,}765\,\frac{h}{D_V}\right) \tag{6}$$

Die Nu und Re- Ziffern werden mit dem hydraulischen Durchmesser des Ansaugkanals gebildet. h ist der Ventilhub, D_V der innere Durchmesser des Ventilsitzes, wobei die Gasgeschwindigkeit – die mittlere Geschwindigkeit während des Ansaughubes ist. Der Temperaturanstieg durch Erwärmung durch die Kanalwände ist also:

$$\Delta T_1=\frac{\alpha_{tr_1} \cdot P_m \cdot L \cdot \Delta\alpha_{ad} \cdot (T_p - T_L)}{G_A \cdot c_{p,L} \cdot 6 \cdot n} \ [°K] \tag{7}$$

wo: T_p – mittlere Temperatur der Kanalwände [°K], mit dem mittleren Umfang P_m [m] und der Länge L; $\Delta\alpha_{ad}$=Ansaugdauer [°KW]; n – Drehzahl [U/min]; $c_{p,L}$=spezifische Wärme bei konstantem Druck der feuchten Luft [KJ/kg °K].

Für den Wärmeaustausch Gaz-Zylinderwand, während der Ansaugperiode bei einem Motor ohne Luftdrall schlägt Zapf [5] folgende Beziehung vor:

$$\alpha_{tr_2}=0{,}0682\, p^{0{,}78} \cdot V_M^{0{,}78} \cdot T^{-0{,}52}\, D^{-022}\left[\frac{\mathrm{W}}{\mathrm{m}^2 \cdot °\mathrm{K}}\right] \tag{8}$$

nebst folgender Beziehung für Luftdrall:

$$\mathrm{Nu}=\mathrm{Nu}_0 \cdot \left(1+0{,}062\,\frac{v_1}{v_M}\right) \tag{9}$$

mit v_1 – Umfangsgeschwindigkeit der Luft im Zylinder, [m/s], v_M – mittlere Kolbengeschwindigkeit, D – Zylinderdurchmesser, [m]. Für den Druck p während des Ansaugens nimmt man einen mittleren Wert an, [N/m²]. Mit $T_0=T_L+\Delta T_1$ wird:

$$\Delta T_2=\frac{\alpha_{tr_2}}{G_A \cdot c_{p \cdot L}} \cdot \sum S_i \cdot \frac{\Delta\alpha_i}{6n}\,[T_i-(T_L+\Delta T_1)] \tag{10}$$

S_i – mit den Gasen in Berührung kommende Oberflächen [m²] (Zilinderkopf, Kolben, Zylinderwand), T_i – deren Temperaturen, $\Delta\alpha_i$ – Dauer des Kontaktes [°KW]. Für T_i kann man die von Stambuleanu [6] vorgeschlagenen Formeln gebrauchen, deren Ergebnisse gut mit den von Sitkey erhaltenen experimentellen Daten [7] übereinstimmen. Für den Zylinder muss eine mittlere Wandtemperatur als Funktion der Dauer des Kontaktes zwischen den Gasen und seinen verschiedenen Teilen bestimmt werden:

$$T_{med}=\frac{\sum S_{i,M} \cdot T_i}{\sum S_{i,M}} \ [°K] \tag{11}$$

$S_{i,M}$ — mittlere Oberflächen über der Zeit, für die zwei in Betracht genommenen Teile des Zylinders (bis und von dem letzten Kolbenring), für die konstante Temperatur angenommen wird. Mit $X(\alpha)$ — der Kolbenbewegung ist:

$$S_{i,M} = \frac{1}{\alpha_2 - \alpha_1} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} S(\alpha)\, d\alpha = \frac{\pi D}{\alpha_2 - \alpha_1} \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} X(\alpha)\, d\alpha \tag{12}$$

Durch vollständige Mischung mit den Restgasen erhält man die Endtemperatur (T_0') des Frischgases:

$$G_R \cdot c_R \Big|_{T_0'}^{T_R} \cdot (T_R - T_0') = G_R \cdot c_{p,A} \cdot [T_0' - (T_L + \Delta T_1 + \Delta T_2)]; \tag{13}$$

mit:

$$c_R = \frac{c_{V.G.} + (\lambda - 1) \cdot c_{p.L}}{\lambda} \tag{14}$$

wo $c_{V.G.}$ — spezifische Wärme der Verbrennungsgase bei $\lambda = 1$. Es ist damit:

$$\Delta T_3 = T_0' - (T_L + \Delta T_1 + \Delta T_2)$$

Die Verwirbelungsenergie gleich der mechanischen Arbeit des Kolbens für Uberwindung der Drosselwiderstände an den Ventilen, ist bei Motoren mit Luftdrall [8]:

$$\Delta T_V = (0{,}05 \ldots 0{,}1) \cdot (\Delta T_1 + \Delta T_2 + \Delta T_3) \tag{15}$$

Die Temperatur des Frischgases ist also:

$$T_{A.V.} = T_L + (1{,}05 \ldots 1{,}1) \cdot (\Delta T_1 + \Delta T_2 + \Delta T_3) \tag{17}$$

Der Druck des Gesgemisches im Zylinder bei *A.V.* ist also:

$$P_{AV} = \frac{G_{AV} \cdot R \cdot T_{A.V.}}{V_{A.V.}}$$

$V_{A.V.}$ — effektives Zylindervolumen bei Schliessen der Ansaugventile.

3. **Prüfung der Rechenmethode.** Es wurde ein als Einzylinder umgeänderter D-103 Motor [9] gebraucht. Die Rechnungen wurden auf einem FELIX C256 Rechner für eine grosse Anzahl von Arbeitszyklen durchgeführt, wobei folgende Ergebnisse erzielt wurden: $\Delta T_1 = (7 \ldots 9)$ [°C]; $\Delta T_2 = (13 \ldots 19)$ [°C]. Summiert ist also der Temperaturanwuchs durch Erwärmung von den Wänden: $\Delta T_W = (20 \ldots 28)$ [°C]. Die in der Literatur angegebenen Werte [10] sind kleiner, sie beziehen sich aber auf das Ende des Ansaughubes im $u.T.\ \Delta T_3 = (4 \ldots 17{,}5)$ [°C]. Die grösseren Grenzen für ΔT_3 sind von der Menge und Temperatur der Restgase gegeben, die von der Belastung des Motors abhängen. Der Gesamtwert des Temperaturanstieges ist also: $\Delta T = (26 \ldots 50)$ [°C], und liegt an den oberen Grenzen der in der Literatur [10] angegebenen Daten auf Grund der grösseren Werte für ΔT_W. Für den Druck bei *A.V.* ist ein Vergleichen mit den in der Literatur gegebenen Daten schwierig da es sich um verschiedene Zeitpunkte handelt ($\alpha_{A.V.} \neq \alpha_{u.T.}$).

Die vorgeschlagene Methode synthetisiert also korrekt die reelen Vorgänge im Motor und gibt genauere Ergebnisse, die unentbehrlich für eine anspruchsvollere thermische Berechnung des Motors sind.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Hinze, W., Wiss. Zeitschrift der T.H. Magdeburg, II. 1958, 1.
2. Negrea, V., Puri, G., Belei, A., Sesiunea de comunicări a tinerilor ingineri cercetători, I.P. „T. Vuia" Timişoara, 1971.
3. Negrea, V., Puri, G., Belei, A., Bul. I.P. „T. Vuia" Timişoara, 1971/1.
4. Puri, G., Bul. I.P. „T. Vuia" Timişoara, 1975/1.
5. Zapf, H., M.T.Z., 30, 1970, 8.
6. Stambuleanu, A., Hirao, O., Construcţia de maşini, 1966, 4.
7. Sitkey, G., *Hőátadás és hőterhelés belsőégési motorokban.* Akadémiai kiadó, Budapest, 1962.
8. Zapf, H., M.T.Z. 31, 1970, 8.
9. Puri, G., Teza de Doctorat, I.P. „T. Vuia", Timişoara, 1974.
10. Vanseidt, W. A., *Theorie der Dieselmotoren*, Berlin, 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

INFLUENŢA PERFORĂRII PLĂCILOR ASUPRA SCHIMBULUI DE CĂLDURĂ ŞI DE SUBSTANŢĂ LA TURNURILE DE RĂCIRE ÎN CONTRACURENT

DE

V. BARBU, Z. ARDELEAN, SP. TUDORA, E. NEACŞU

În cadrul preocupărilor catedrei de „Termotehnică şi maşini termice" a Facultăţii de mecanică, I.P. „Traian Vuia" din Timişoara, intră şi găsirea condiţiilor optime de funcţionare ale turnurillor de răcire.

Una dintre căile de intensificare a schimbului de căldură şi substanţă la turnurile de răcire cu prelingere s-a considerat a putea fi aceea a utilizării de plăci perforate. Era de aşteptat ca prin practicarea unor fante repartizate uniform în plăci, filmul de apă să se întrerupă şi să se reformeze, contribuind prin aceasta la mărirea temperaturii superficiale a peliculei, prin amestecarea straturilor în care s-a format prin răcire un gradient de temperatură. În acelaşi timp ar rezulta o mai bună turbionare a celor trei straturi limită caracteristice schimbului de căldură şi substanţă, precum şi o mai bună repartizare a uniformităţii de curgere, atît de partea apei cît şi de partea aerului. Un alt avantaj urmărit a fost acela al reducerii consumului de material şi al greutăţii umpluturii, singurul dezavantaj de aşteptat fiind cel al creşterii rezistenţelor hidraulice implicate.

Pentru a putea obţine date comparative s-au folosit la încercări umpluturi din plăci de azbociment ondulate, cu ondulele dispuse vertical, a căror comportare a constituit obiectul unei cercetări anterioare [1], cu deosebirea că în lucrarea de faţă plăcile au fost prevăzute cu fante orizontale după geometria redată în fig. 1, practicate prin tăiere manuală.

Parametrii constructivi ai umpluturii (distanţa δ dintre plăci, lungimea plăcilor, zona de stropire superioară şi cea inferioară) şi parametrii funcţionali s-au păstrat aceeaşi ca şi în lucrarea menţionată (aceleaşi valori ale parametrilor apei şi aerului la intrare, aceleaşi viteze ale aerului w'_L şi aceleaşi valori ale intensităţilor de stropire q_w). Pe baza acestor măsurători s-au calculat: încărcarea termică Q_w a turnului, cifra de evaporare K_v a lui Merkel, coeficienţii volumici de schimb de substanţă β_{xv}, β_{xvp}, coeficientul σ de schimb de substanţă raportat la unitatea de suprafaţă a plăcii, coeficientul α de schimb de căldură prin convecţie, precum şi coeficienţii de rezistenţă hidraulică ζ şi $\overline{\zeta}$ — corespunzători diferitelor elemente ale traseului aerului prin turn.

Principalele rezultate obţinute prin încercările experimentale sînt redate în diagramele din fig. 2... fig. 8, în comparaţie cu rezultatele obţinute cu acelaşi pachet de plăci înainte de a fi fost perforate. Liniile continue sînt corespunzătoare rezultatelor obţinute cu plăcile perforate, iar liniile întrerupte corespund rezultatelor obţinute cu plăcile neperforate.

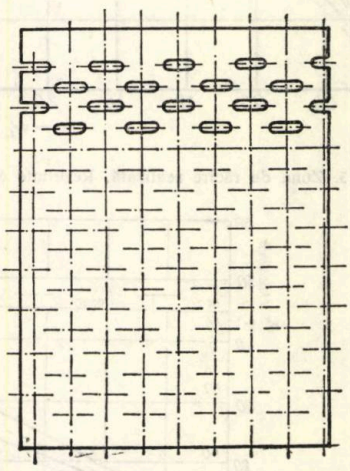


Fig. 1. Placă ondulată vertical, cu fante orizontale.

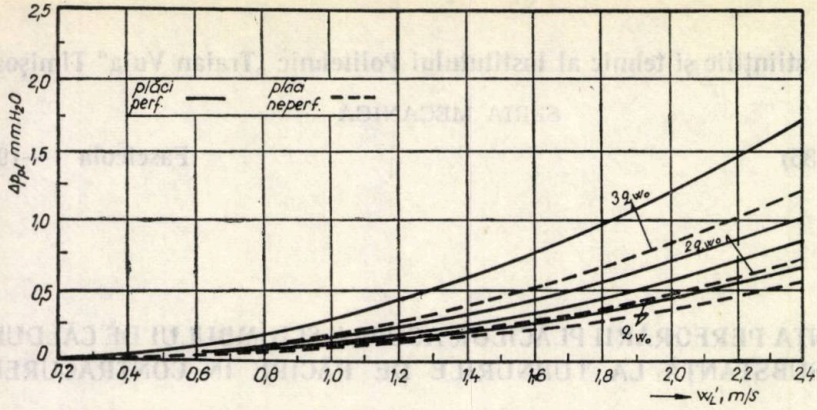


Fig. 2. Comparația căderilor de presiune de-a lungul pachetului de plăci.

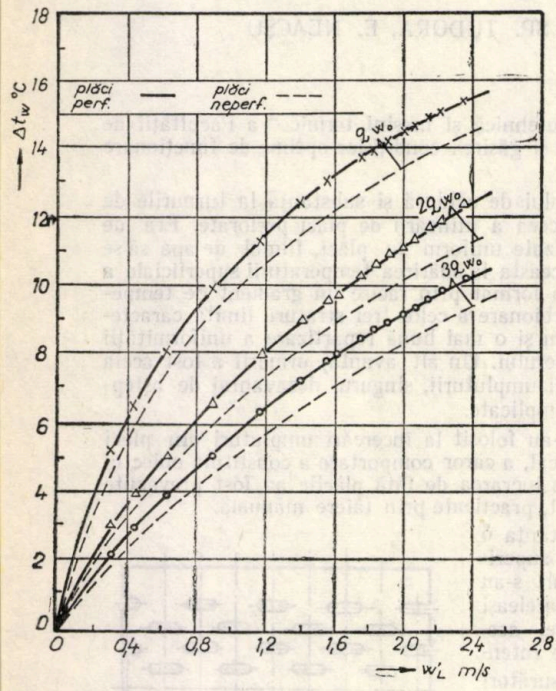


Fig. 3. Zona de răcire realizată. Rezultate comparative.

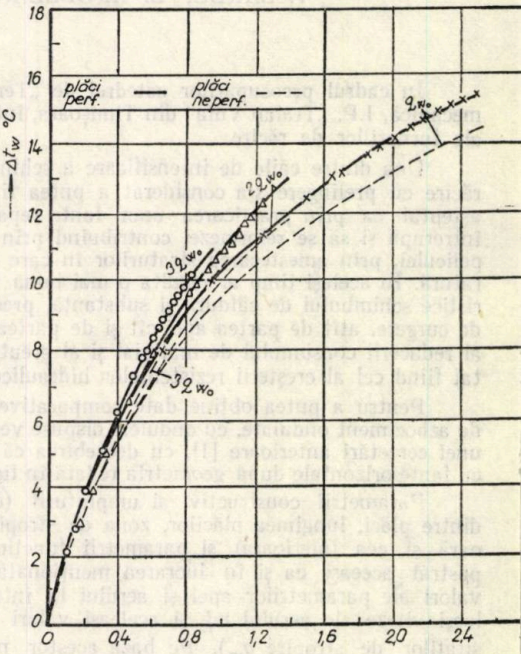


Fig. 4. $\Delta t_w = f(\lambda, q_w)$.

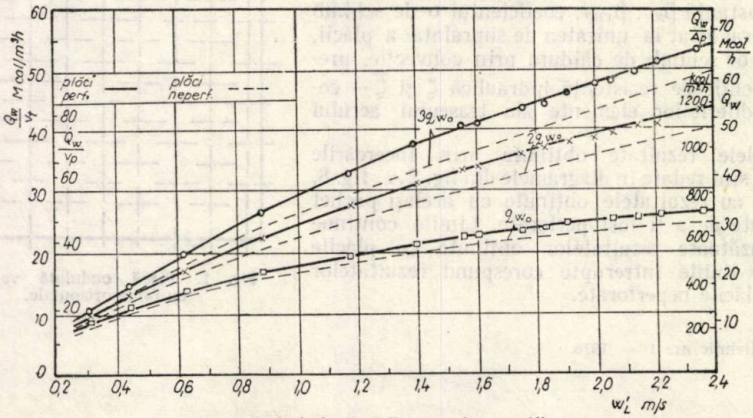


Fig. 5. Variația încărcărilor termice specifice.

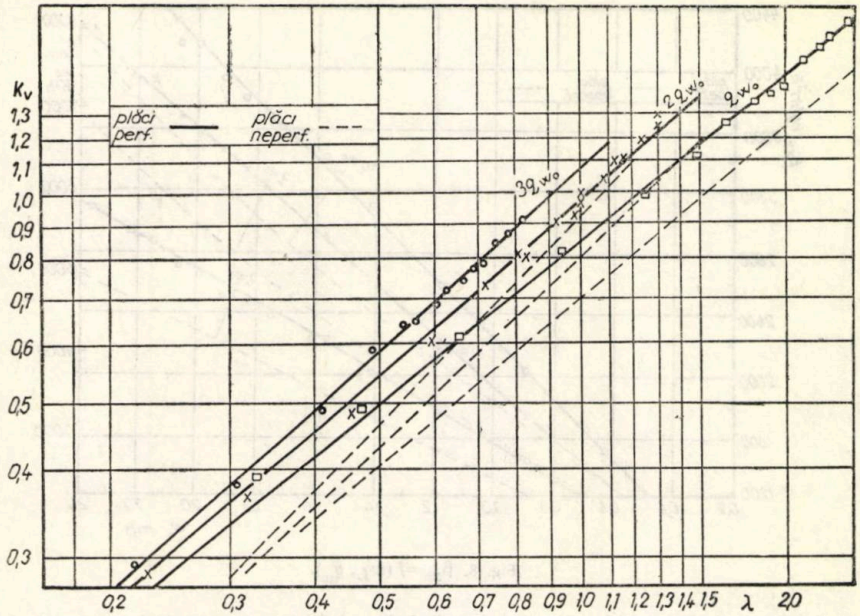


Fig. 6. $K_v = f(\lambda, q_w)$.

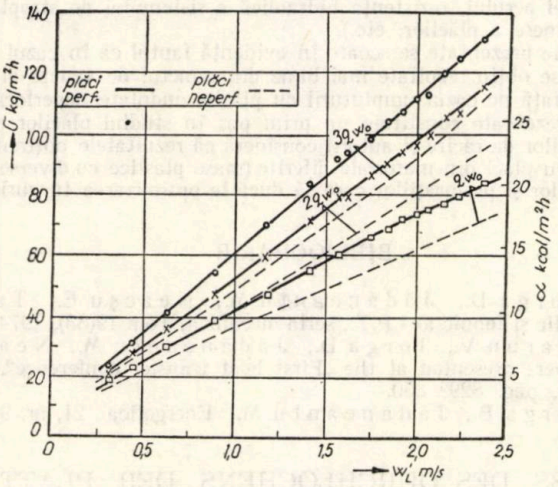


Fig. 7. Variaţia coeficienţilor de schimb de căldură şi de substanţă α şi σ. Rezultate comparative.

Concluzii. Din prelucrarea datelor obţinute prin experimentarea turnului de răcire avînd o umplutură din plăci de azbociment ondulate şi cu perforaţii, pe baza reprezentărilor grafice comparative din fig. 2 ... fig. 8, se desprind următoarele concluzii:

1. Valorile ce caracterizează schimbul de căldură şi substanţa sînt cu (6~13)% mai mari în cazul umpluturii cu plăci perforate, faţă de umplutura cu plăcile neperforate.

2. În ipoteza fabricării unor plăci perforate rezultă o reducere a consumului de material pentru umplutură cu cca 6%, permiţînd în acelaşi timp o micşorarea a greutăţii turnului.

3. Rezistenţa hidraulică totală este cu (7~13)% mai mare decît în cazul plăcilor neperforate. Pentru un turn de răcire real, această creştere este sensibil mai mică, deoarece valoa-

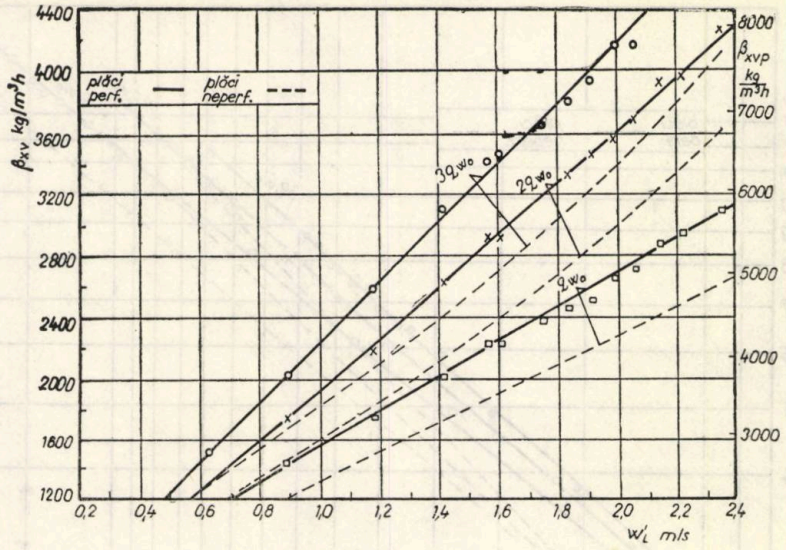


Fig. 8. $\beta_{xv}=f(w'_L, q_w)$.

rea absolută a rezistenței hidraulice totale este influențată într-o măsură importantă de înălțimile apreciabil mai mari ale zonelor de stropire și de existența altor rezistențe suplimentare (schimbarea direcției aerului, rezistența hidraulică a sistemului de stropire, rezistența opusă de grinzile de susținere a plăcilor, etc.).

Prin concluziile prezentate se scoate în evidență faptul că în cazul umpluturii cu plăci ondulate perforate se obțin rezultate mai bune din punctul de vedere al schimbului de căldură și substanță, față de cazul umpluturii cu plăcile ondulate neperforate.

Rezultatele prezentate constituie un prim pas în studiul plăcilor perforate folosite ca umplutură a turnurilor de răcire și autorii consideră că rezultatele obținute îndreptățesc continuarea studiului cu plăci din materiale diferite (mase plastice cu diverse grosimi) și cu geometrii ale suprafețelor și perforațiilor care să ducă la optimizarea turnurilor de răcire.

BIBLIOGRAFIE

1. Barbu V., Iorga D., Jădăneanțu M., Neacșu E., Tudora S., Bulet. științific și tehnic al I.P.T., seria mecanică, Tom 19(33), 1974.
2. Vlădea I., Barbu V., Iorga D., Jădăneanțu M., Neacșu E., Preprints of papers presented at the „First heat transfer conference", Iași, 10 oct. 1973, vol. 2, pag. 829–850.
3. Barbu V., Iorga B., Jădăneanțu M., Energetica., 21, nr. 9, 1973.

DER EINFLUSS DES DURCHLOCHENS DER PLATTEN AUF DEN WÄRME- UND STOFFAUSTAUSCH IN KÜHLTÜRMEN BEI GEGENSTROM

(ZUSAMMENFASSUNG)

Es wurden die experimentellen Ergebnisse betreffs des Wärme- und Stoffaustausches in Kühltürmen in Gegenstrom mit durchlochten Platten (Spalten) im Vergleich zu den entsprechenden Ergebnissen derselben Platten, aber nicht durchlocht, für die gleichen Lagen und Funktionsbedingungen gezeigt. Die untersuchten Füllungen wurden aus gewellten Asbestzementplatten, mit vertikal angeordneten Wellen hergestellt.

Eine sichtbare Verbesserung der Wärme- und Stoffaustauschzahlen, sowie eine Herabsetzung des Materialverbrauchs, sind Vorzüge die für die Verwendung dieser Platten zeugen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

CERCETĂRI PRIVIND DESFĂŞURAREA PROCESULUI DE ARDERE A COMBUSTIBILULUI UŞOR, ÎN MOTORUL DIESEL CU INJECŢIE PILOT *

DE

N. CARAMVARU

În condiţiile penuriei de combustibil se impune căutarea de căi noi privind optimizarea procesului de ardere a combustibilului în motorul cu ardere internă, şi de crearea de noi tipuri de motoare.

În acest scop, în lucrare se prezintă rezultatele obţinute la încercările privind folosirea pe un motor Diesel cu injecţie directă a unui combustibil uşor (format dintr-un amestec de 75% benzină cu COR 75 şi 25% motorină), avînd cifra cetanică 37,25.

Pentru a evita fenomenele neplăcute din funcţionarea motorului (perioadă mare a întîrzierii la autoaprindere, viteză mare de creştere a presiunii, etc.) cu acest combustibil, s-a recurs la utilizarea procedeului de injecţie pilot. Astfel s-a construit o pompă de injecţie care să poată asigura injecţia în două etape a combustibilului [1], [2], [3].

Motorul a fost echipat pe rînd cu diferite sisteme de injecţie (obişnuită şi injecţie pilot), la diferite regimuri de funcţionare şi cu diferite avansuri la injecţie, de fiecare dată înregistrîndu-se diagramele indicate ale motorului, oscilogramele de deplasare ale acului de la pulverizator şi ale presiunii de injecţie.

Pe baza prelucrării acestor diagrame cu ajutorul calculatorului electronic, s-au putut compara parametrii obţinuţi la funcţionarea cu motorină cu cei obţinuţi la funcţionarea cu combustibil uşor şi deduce anumite relaţii de calcul.

Astfel pe baza valorilor experimentale ale întîrzierii la autoaprindere, s-a putut scoate în relief influenţa presiunii aerului din cilindru asupra acesteia (fig. 1) şi de asemenea s-a dedus o relaţie exponenţială [4] pentru determinarea perioadei de întîrziere la autoaprindere din cele două etape ale injecţiei (pilot şi principală), de forma: $\tau_{aa_1}=b\cdot e^{ap}$, în care p este presiunea aerului din cilindru în momentul cînd începe injecţia combustibilului din etapa întîia, iar a şi b — constante determinate prin metode statistice.

În fig. 2 sînt prezentate mai multe diagrame indicate înregistrate în timpul funcţionării motorului cu combustibil uşor şi la dierite avansuri la injecţie, la o turaţie, $n=$ ct (1900 rot/min) şi cu poziţia tijei de reglare a debitului, fixă.

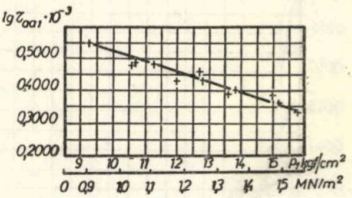


Fig. 1. Diagrama $\lg \tau_{aa_1} \cdot 10^{-} = f(p_i)$.

Valorile cele mai mari ale presiunii de ardere şi vitezei de creştere a presiunii (diagrama *a*) s-au obţinut pentru avansurile $\theta_1=40$ °RAC şi $\theta_2=21{,}45$ °RAC, deoarece $p_{max}=85{,}8$ kgf/cm² (8,41 MN/m²) viteza maximă de creştere a presiunii $w_{max}=11{,}43$ kgf/cm²grd (1,121 MN/m²grd); $\Delta p/\Delta\alpha=4{,}67$ kgf/cm² grd (0,458 MN/m²grd). Pe măsura reducerii avansului la injecţie se reduce presiunea maximă a ciclului, vitezele medii şi maxime de creştere a presiunii. Astfel, în cazul diagramei *b*, deoarece $\theta_1=37{,}2$ °RAC şi $\theta_2=16{,}5$ °RAC, $p_{max}=80{,}3$ kgf/cm² grd (7,88 MN/m² grd), $w_{max}=6$ kgf/cm² grd (0,589 MN/m² grd); $\Delta p/\Delta\alpha=4{,}66$ kgf/cm² grd (0,437 MN/m² grd).

* Rezultatele comunicate la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din data de 15—17.XI.1974.

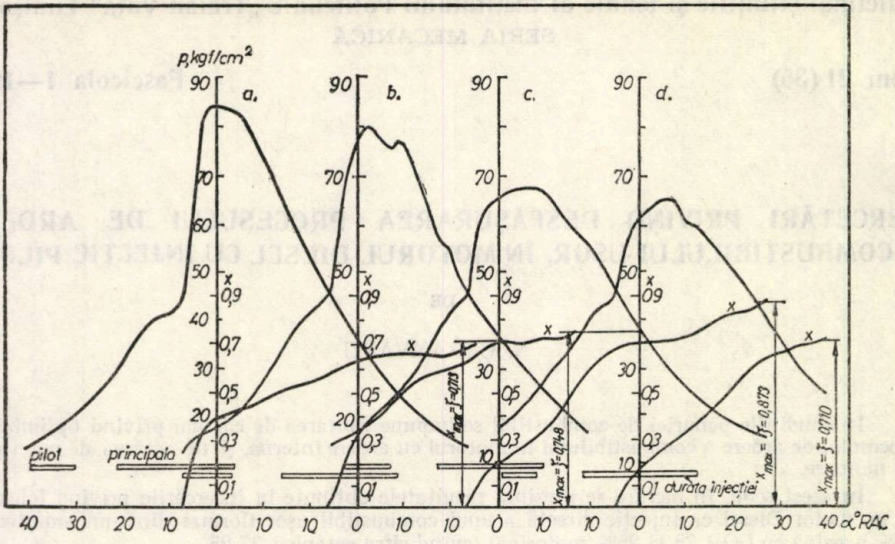


Fig. 2. Diagramele indicate și caracteristicile relative ale căldurii utilizate obținute la funcționarea cu combustibil ușor și la diferite avansuri de injecție.

Funcționarea optimă a motorului cu injecție pilot folosind combustibil ușor, s-a obținut pentru $\theta_1=33{,}40$ °RAC și $\theta_2=13$ °RAC (diagrama *c*), cînd $p_{max}=67{,}7$ kgf/cm² (6,64 MN/m²) $w_{max}=5{,}9$ kgf/cm²grd (0,578 MN/m²grd). Diagrama *d* a fost înregistrată în condițiile menținerii constante a lui $\theta_2=12{,}34$ °RAC a micșorării lui $\theta_1=30$ °RAC și a duratei injecției pilot ($\Delta\alpha_1=7{,}5$ °RAC).

Efectul acestor modificări a constat în micșorarea valorilor parametrilor: p_{max}, w_{max}, $\Delta p/\Delta\alpha$, de asemenea s-a micșorat și coeficientul eficienței arderii ξ.

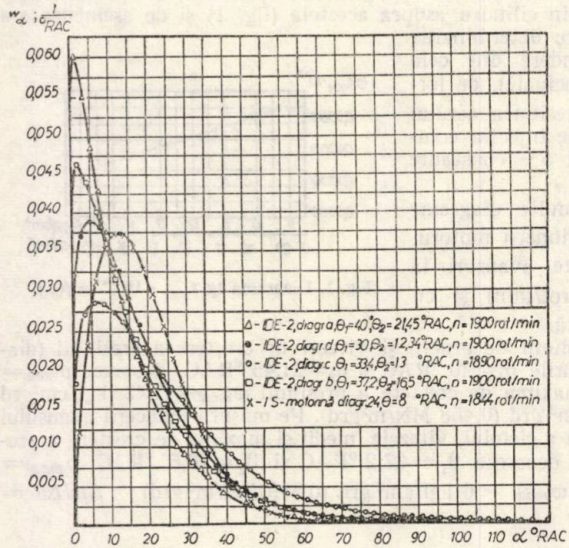


Fig. 3. Diagrama reprezentînd curbele de variație ale vitezei relative de ardere $w_\alpha=f(\alpha)$.

Întrucît vitezele de creștere a presiunii sînt influențate de viteza de ardere a combustibilului este important a se vedea curbele de variație a vitezei de ardere (fig. 3) din timpul funcționării motorului cu combustibil ușor, la regimurile corespunzătoare diagramelor din fig. 2 și la funcționarea cu injecție simplă de motorină. Se observă că la funcționarea cu injecție simplă de motorină, valoarea maximă a vitezei de ardere este superioară vitezei maxime de ardere obținută la regimul optim de funcționare cu combustibil ușor, dar cu injecție pilot. Aceasta dovedește că în cazul alegerii avansurilor la injecție corecte a combustibilului pilot și principal, este posibilă funcționarea lină a motorului care folosește combustibil ușor.

CONCLUZII

Analiza diagramelor indicate şi a oscilogramelor presiunii de injecţie a permis să se tragă următoarele concluzii:

1. Pentru un combustibil uşor avînd CC=37,25 este posibilă obţinerea unor perioade de întîrziere la autoaprindere reduse, cu condiţia folosirii injecţiei pilot.

2. Perioada de întîrziere la autoaprindere este influenţată de presiunea aerului din camera de ardere. Pe baza acestei constatări s-a dedus o relaţie exponenţială pentru determinarea perioadelor de întîrziere la autoaprindere.

3. Creşterea avansului la injecţie a combustibilului uşor, peste valoarea optimă, atrage după sine creşterea presiunii maxime a ciclului, a vitezei medii de creştere a presiunii, a perioadei de întîrziere la autoaprindere, a vitezei relative de ardere şi micşorarea coeficientului eficienţei arderii.

4. În condiţii optime de avans la injecţie, viteza medie de creştere a presiunii la funcţionarea cu injecţie pilot este mai scăzută sau cel mult egală cu cea obţinută în timpul funcţionării cu injecţie obişnuită de motorină.

BIBLIOGRAFIE

1, Caramavru, N., Pompă de injecţie — Brevet invenţie nr. 56593, publ. 12.03.1974, int. cl. F 02 nr. 41/00, VL: 46 c², 105.

2. Caramavru, N., Bul. şt. şi tehnic I.P.T., s. mec., România, 1971, t. 15(30), f—2, pp. 45—51.

3. Caramavru, N., Bul. şt. şi tehnic I.P.T., s. mec, România, 1972 t. 17(31), f. 2, pp. 179—189.

4. Caramavru, N., Studii şi cercetări de mec. agr, Bucureşti, România, v. VII, nr. 3, pp. 225—234.

ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕСА СГОРАНИЯ ОБЛЕГЧЕННОГО ТОПЛИВА В ДИЗЕЛЕ С ДВУХФАЗНЫМ ВПРЫСКОМ

(Резюме)

В работе, на основе сравнительного анализа некоторых индикаторных диаграмм, приводятся выводы о работе дизеля с облагченным топливом, в условиях двухфазного впрыска. Отмечается влияние опережения впрыска на основные параметры процесса сгорания.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

DURIFICAREA STRUCTURALĂ A OŢELURILOR INOXIDABILE AUSTENITICE ALIATE ŞI CU AZOT

DE

I. MITELEA, N. FARBAŞ, V. FARBAŞ

Oţelul inoxidabil austenitic aliat şi cu azot 50 AzNMC 200 cu compoziţia chimică prezentată în tabelul 1, este un oţel anticoroziv utilizat în special la confecţionarea paletelor de turbine şi a supapelor motoarelor cu ardere internă. Prezenţa azotului ca element de aliere contribuie la accentuarea procesului de durificare formînd cu fierul şi cu celelalte elemente de aliere nitruri simple şi complexe [1], [2].

Tabelul 1

C	Mn	Si	Ni	Cr	P	S	N_2
0,53	10,30	0,23	4,30	22,20	0,012	0,033	0,40

Lucrarea îşi propune într-o primă etapă cercetarea proceselor de precipitare în oţelul menţionat, cu stabilirea duratei optime de îmbătrînire. Din acest material s-au confecţionat probe care au fost supuse unui tratament termic constînd dintr-o călire de punere în soluţie (1 170 °C/40 min./apă) urmată de o revenire (îmbătrînire) la 760 °C cu durate de menţinere variabile, cuprinse între 5 şi 25 ore. Valoarea ridicată a temperaturii de călire pentru punerea în soluţie a precipitatelor de fază secundară este explicabilă prin alierea complexă a acestui oţel în particular a azotului în cantitate suficient de mare.

Efectul duratei de menţinere la revenire asupra mecanismului şi cineticii transformărilor de fază s-a urmărit prin încercări de duritate Vickers cu sarcini mici (5 daN) şi cu microsarcini (0,05 daN) precum şi prin examinări metalografice optice şi electronice.

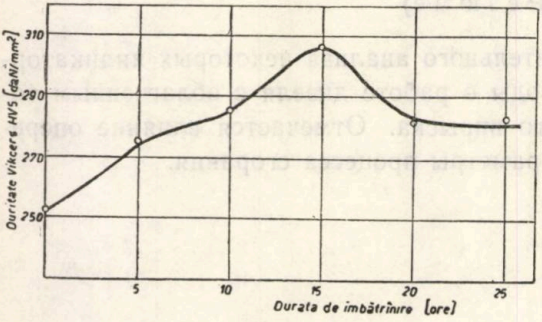


Fig. 1.

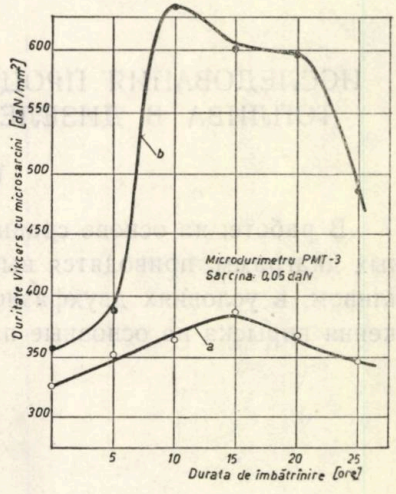
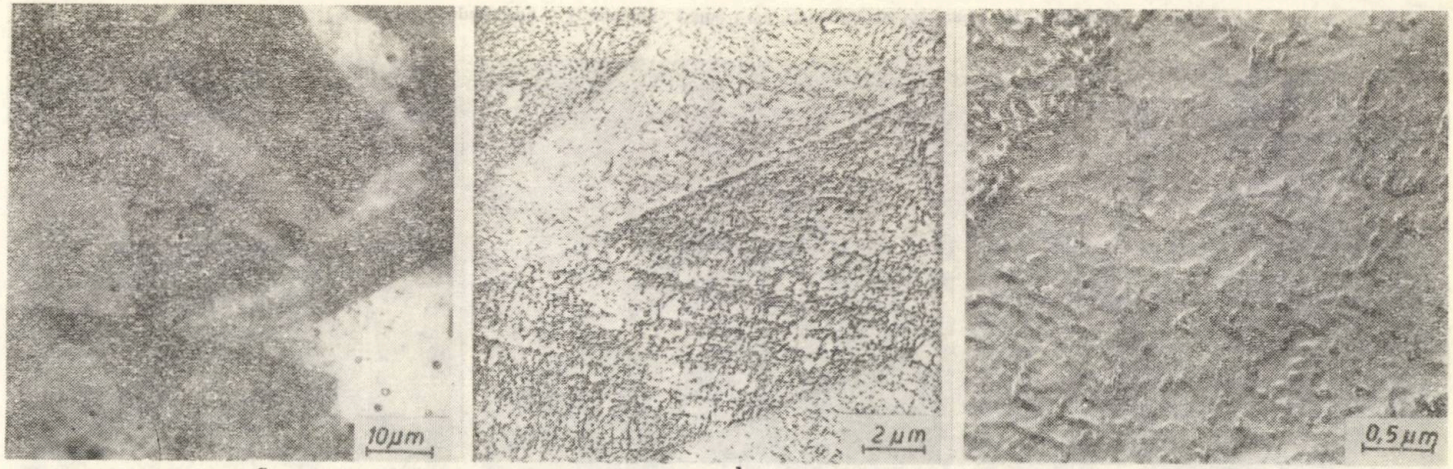
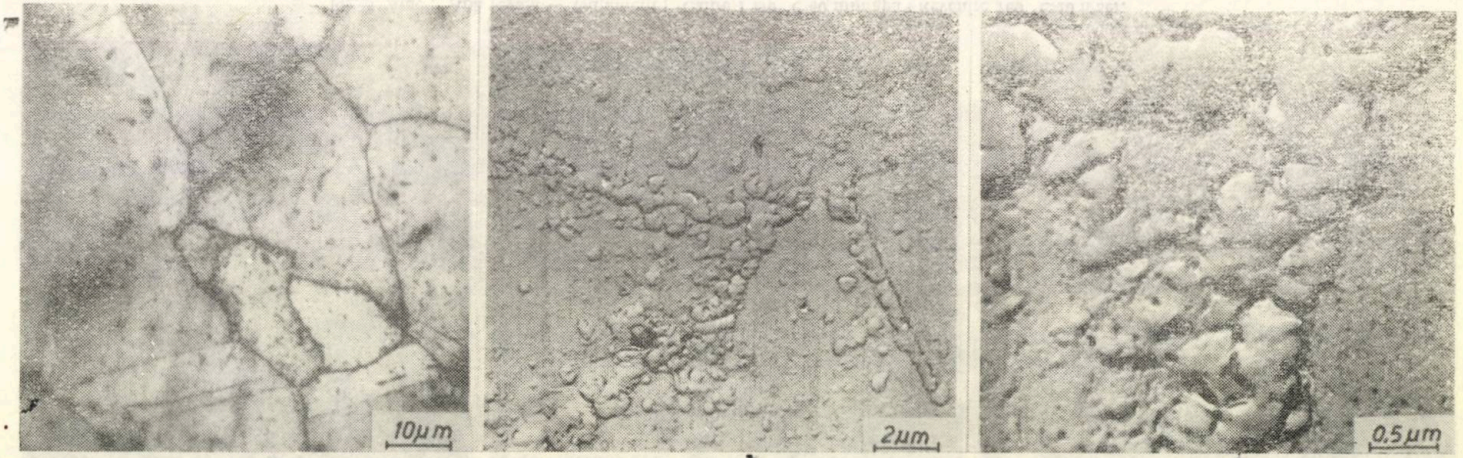


Fig. 2.



a b c

Fig. 3. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă.

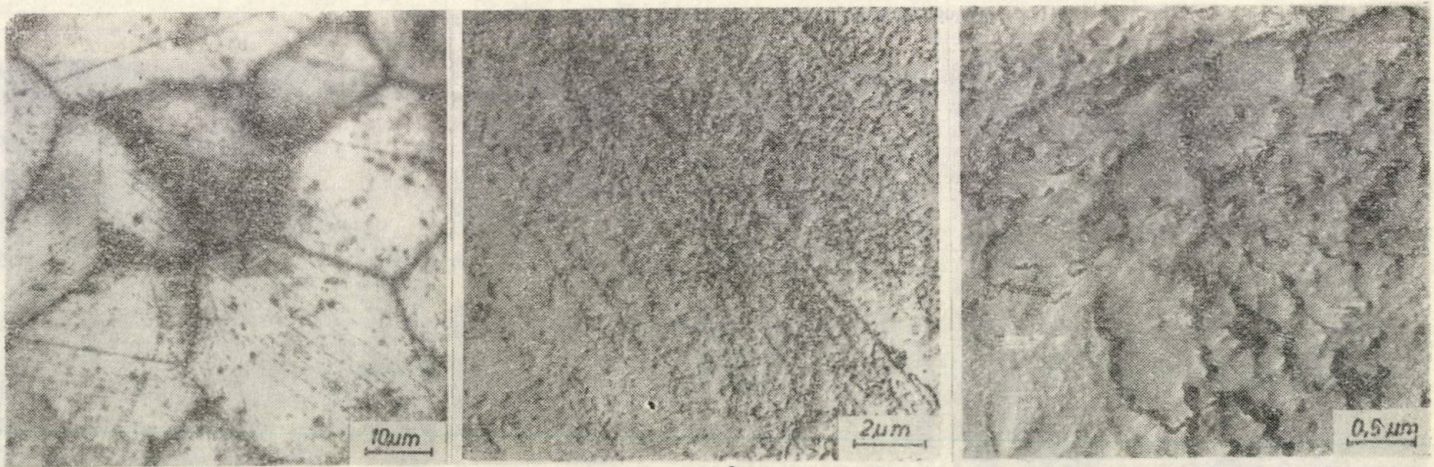


a b c

Fig. 4. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă+Revenire 760 °C/5 h/aer.

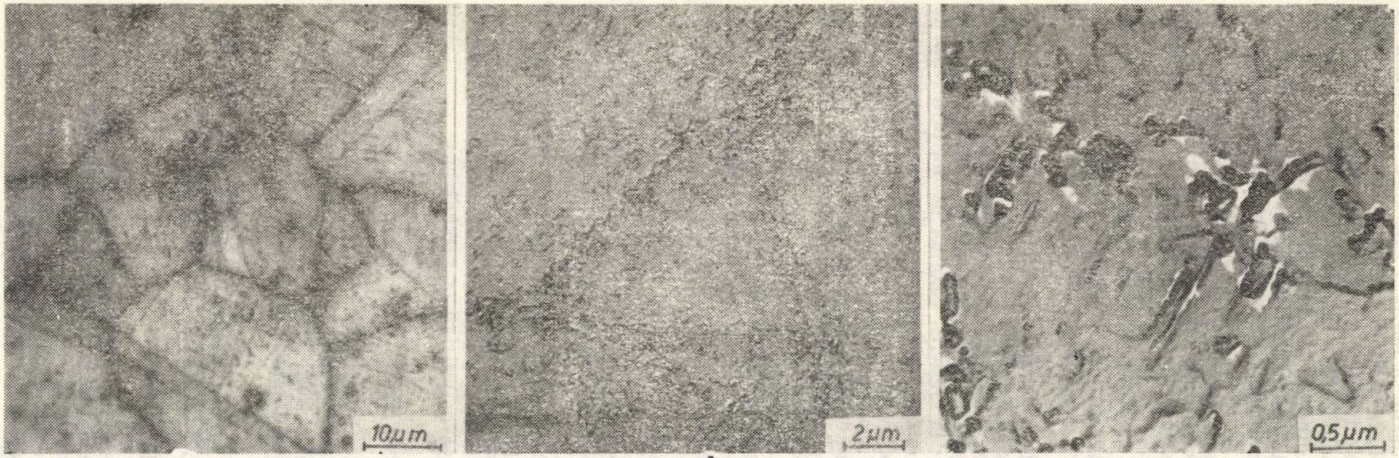
a b c

Fig. 5. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă + Revenire 760 °C/10 h/aer.



a b c

Fig. 6. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă + Revenire 760 °C/15 h/aer.



a b c

Fig. 7. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă + Revenire 760 °C/20 h/aer.

a b c

Fig. 8. Atac : Apă regală — Tratament : Călire 1 170 °C/40 min/apă + Revenire 760 °C/25 h/aer.

Se remarcă faptul că soluția solidă γ suprasaturată are o duritate HV5 de 252 daN/mm² (fig. 1) iar prin revenire la 760 °C se obține un maxim al durității egal cu 306 daN/mm² la o durată de menținere de 15 ore. Referitor la evoluția durității Vickers cu microsarcini reținatenția două elemente semnificative. Încercările efectuate pe grăunții cu o cantitate mică de faze precipitate (fig. 2, curba *a*) se încadrează după o legitate similară cu cea stabilită pentru duritatea HV5, valoarea maximă a durității instalîndu-se tot după 15 ore de menținere. Pe grăunții cu o cantitate mare de faze precipitate apar valori mult mai mari ale durității, maximul acestora fiind de 637 daN/mm² la o durată de menținere de numai 10 ore (fig. 2, curba *b*).

Examinarea microstructurii probelor supuse încercărilor de duritate relevă elemente care vin să confirme evoluția durității funcție de durata de îmbătrînire. Prin răcirea rapidă în apă de la temperatura de călire soluția solidă omogenă γ devine suprasaturată la temperatura ambiantă, fenomenele de precipitare fiind împiedicate. Aspectul structural al acesteia este redat în fig. 3. Se observă prezența unor grăunți poliedrici, bine conturați, cu macle de alunecare. Microscopia electronică (fig. 3 *b*) evidențiază în plus existența unor particule fine de nitruri, iar zonal a unor carburi complexe, ambele faze rămase încă nedizolvate complet în matricea structurală de bază.

Creșterea duratei de menținere la temperatura de îmbătrînire favorizează modificarea prin difuziune a mărimii și structurii fazelor precipitate. Dacă la o durată de menținere de 5 ore se observă separarea unor carburi complexe în special la limitele grăunților austenitici (fig. 4), la 10 ore de menținere la 760 °C se sesizează în plus prezența și a unor nitruri ale elementelor de aliere (fig. 5) fapte care au condus la creșterea valorilor de duritate. Valorile maxime ale durității obținute la durate de revenire de 15 ore pot fi explicate prin cantitatea cea mai mare de faze precipitate (fig. 6) necoerente cu matricea de bază și care au atins o anumită dimensiune critică la care prezintă cel mai mare efect în împiedicarea deplasării dislocațiilor. În continuare, la durate de menținere de 20 și respectiv 25 ore (fig. 7 și 8) are loc o creștere a dimensiunii particulelor prin coalescență. Mișcarea dislocațiilor fiind mult mai puțin frînată rezultă o diminuare a caracteristicilor de duritate.

Durata mare de timp (15 ore) necesară obținerii la revenire a unor caracteristici maxime de duritate este o urmare a acțiunii azotului de creștere a stabilității la descompunere a soluțiilor solide suprasaturate [1], și a unei diferențe mari de energie liberă între soluția solidă de bază și particulele de faze secundare precipitate.

CONCLUZII

Oțelul austenitic examinat se pretează durificării prin precipitare, durata optimă de îmbătrînire fiind de 15 ore la 760 °C. Încercările de duritate și examinările metalografice optice și electronice sînt într-o deplină concordanță reliefînd existența unor stadii intermediare și a unor faze metastabile în evoluția procesului de durificare. Evoluția oarecum independentă a durității pe grăunții cu grade diferite de precipitare inițială se datorește atingerii dimensiunii critice la momente diferite. Plasarea maximului de duritate HV5 la durate de 15 ore este cauzată de proporția mică a grăunților cu precipitate inițiale. Investigațiile ulterioare prin difracție electronică vor permite identificarea naturii fazelor precipitate.

BIBLIOGRAFIE

1. Truşculescu M., *Studiul metalelor*, EDP, Buc., 1972.
2. Martin J, W., *Precipitation hardening*, Oxford, 1968.
3. Schumann H., *Metalurgie fizică*, Edit., tehn. Buc., 1970.
4. Mantea St. ş.a., *Metalurgie fizică*, Edit. tehn., Buc., 1970.

STRUKTURÄLLE VERFESTIGUNG DER ROSTFREIEN AUCH MIT STICKSTOFF LEGIERTEN AUSTENITISCHEN STÄHLE

(ZUSSAMENFASSUNG)

Es werden die durch Ausscheidung Verursachten Verfestigungsprozesse bei den rostfreien Stahl 50 AzNMC 200 untersucht und die optimale Alterungsdauer mit der man die besten mechanischen Eigenschaften bekommt, ermittelt.

Die Licht und Elektronnenmetallographie sowie auch die Vickershärte haben bedeutsame Eigenheiten des Einflusses des Stickstoffes als Legierungselement auf dem Mechanismus und der Kinetik der Phasenumwandlungen gezeigt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

EXPERIMENTAL RESEARCH OF CAVITATION PHENOMENA IN JOURNAL BEARINGS

BY

F. POCIOIANU and I. ANTON

The necesity of undertaking studies on cavitation phenomena in journal bearings with great peripherial velocity, has been imposed by the scarcety of the existent informations in this field of sciences.

The pressure of the lubricating film, in bearings with a diameter of 40 mm, a lenght of 40 mm and with a 2,93 and $4{,}68^0/_{00}$ relative radial clearance have been measured on a test-stand of original conception, carried out in the Laboratory of Hydraulic Machinery Timişoara. The rotational speed was 5 000, 7 500 respectively 10 250 rpm. All the experimental results have been worked out in the form of distributions of nondimensional coefficients of pressure, calculated with the aid of the following relation:

$$C_p = p\psi^2/\mu\omega$$

where p is the measured pression (daN/cm^2), ψ= relative radial clearance (radial clearance/radius), μ=viscosity (daNs/cm^2), ω=angular velocity (rad/s).

Figure 1 and 2 show the influence of charge increase at constant revolution, in the case of bearings with relative radial clearance of $2{,}93^0/_{00}$ respectively $4{,}68^0/_{00}$.

We may mention here that within the framework of tests, depressions of about 0,94 daN/cm^2 have been measured, for instance at the maximum charge in figure 1 (the encircled point). These depressions correspond with cavitational running, being in agreement with the results, acquired by V. Agafonov [1].

The increase of the relative radial clearance from 2,93 to $4{,}68^0/_{00}$ brings about a radical modification of the pressure distribution in the zone of depressions. This phenomena is due to the increase in pressure gradient, respectively of inertia effects in the evolution of air bubbles contained in oil at the same time with the increase of ψ. The theoretical curves calculated for incompressible lubricant [3] are quite different in the zone of depressions (fig. 1 and 2)

Conclusions. The experimental tests, that had been carried out, have shown the influence the main functional parameters of the bearings upon the distributions of pressures.

In some working conditions, which have been studied, the cavitation phenomena has been noticed. The testing results point out the necessity to replace the theoretical model of the incompressible lubricant by a two-phase compressible lubricant.

The stand which is of an original conception, has permitted the test of bearing at high speeds, such as 22 m/s, providing the assurance of an error of test less than 1—2%.

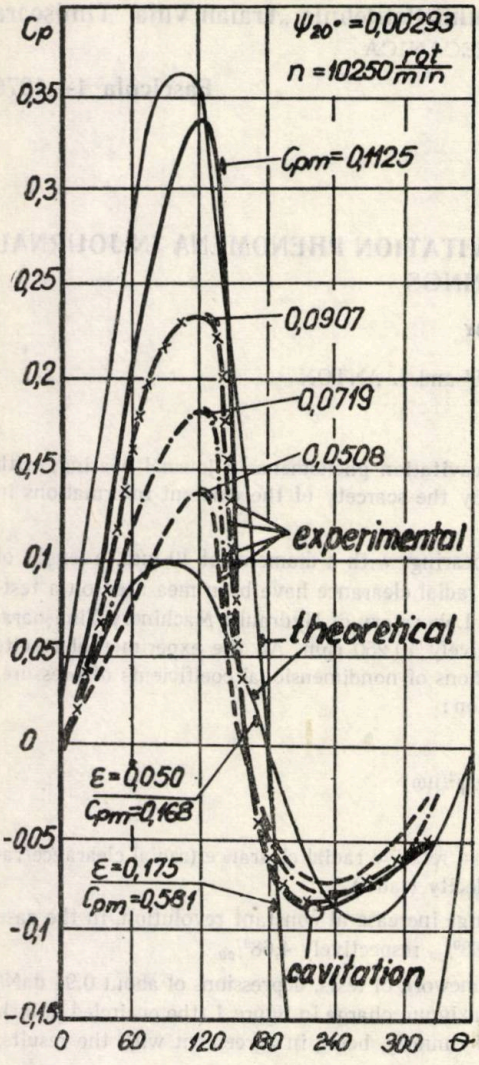


Fig. 1.

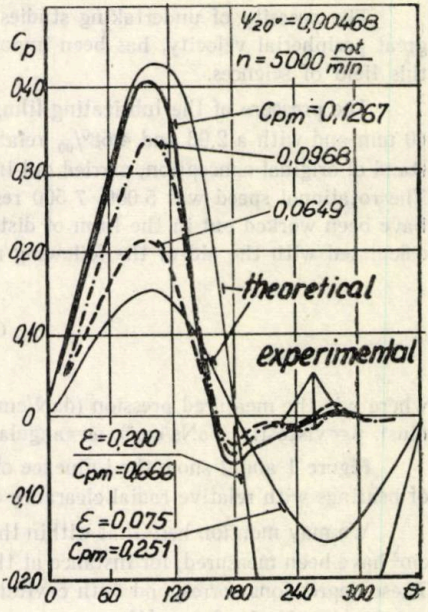


Fig. 2.

BIBLIOGRAPHY

1. Agafonov V. A., Vestnik maşinostroienie, Moscova, URSS, 1961, Nr. 5, p. 29—32.
2. Floberg L., Trans. of Chalmers Univ., Göteborg, Suedia, 1961, Nr. 238.
3. Pocioianu F., Bul. Inst. Politehn., Timişoara, R. S. România, Seria Mecanică, 1974, Tom. 19(33), p. 203—210.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

INFLUENŢA TEMPERATURII DE PREÎNCĂLZIRE A STRATULUI DE SUPRAFAŢĂ LA PRELUCRAREA PRIN AŞCHIERE PE STRUNG A OŢELURILOR

DE

A. BREŞTIN

1. **Introducere.** Avînd în vedere importanţa extinderii domeniului de prelucrabilitate prin aşchiere a unor oţeluri s-au întreprins începînd cu anul 1960 numeroase cercetări [1], [2], [3], [4], [5], [6], [7], [8], [9], [10], [11], [12], [13], [14], [15], [16], care au evidenţiat importanţa şi avantajele prelucrării prin aşchierea a oţelurilor în stare încălzită.

În lucrarea de faţă se prezintă o parte din rezultatele studiilor şi încercărilor efectuate cu scopul determinării în primul rînd a temperaturilor optime de preîncălzire în vederea prelucrării prin aşchiere la strung a oţelurilor OLC 45, OLC 60, Rp_3 şi a oţelului austenitic manganos T_{105} M_{120}.

2. **Condiţii de experimentare, scule şi materiale folosite.** Analizînd critic metodele de preîncălzire descrise în literatura de specialitate [11], [12], [13], [14], [17], s-a adoptat încălzirea prin curenţi de inducţie electromagnetică.

Schematic instalaţia de lucru utilizată se compune dintr-un grup generator de medie frecvenţă (8 000 Hz) (*G*), condesatorul generatorului (*CG*), bateria de condensatoare (*BK*), transormatorul de adaptare (*TA*), inductorul (*I*), întrerupătoarele (*CP*) şi piesa de preîncălzit în vederea strunjirii (*P*).

Prelucrarea s-a efectuat pe un strung normal tip MAVAGDIOSGYÖR utilizînd un cuţit prevăzut cu plăcuţă de carbură metalică P_{30} avînd — unghiul de aşezare principal $\alpha = 10°$, unghiul de degajare $\gamma = 15°$, unghiul de atac principal $\varkappa = 45°$, unghiul de atac secundar $\varkappa_1 = 15°$, unghiul de înclinare al muchiei tăietoare $\lambda = 4°$, raza de vîrf a cuţitului $r = 2$ mm.

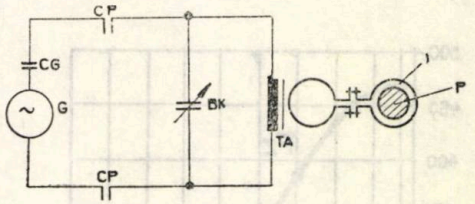


Fig. 1. Schema încălzirii inductive.

Ca dispozitive auxiliare s-au utilizat pirometrul electronic de radiaţie „pyroptron" — 2 Hartmann-Braun care permite determinarea fără contact a temperaturii suprafeţelor între limitele 300°... 1 700 °C şi aparatura pentru măsurarea componentelor forţei de aşchiere compus dintr-un dinamometru-portcuţit cu traductori pneumatici conceput şi realizat la catedra „Tehnologie mecanică" a Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara.

Probele supuse încercărilor au avut forma unor bare cilindrice, Ø 50×500 mm.

3. **Variaţia forţelor de aşchiere în funcţie de temperatura de preîncălzire a oţelurilor OLC 45, OLC 60 Rp_3 şi T_{105} M_{120}.** Se cunoaşte că preîncălzirea stratului de suprafaţă ce urmează a fi îndepărtat prin aşchiere [4], [5], [6], va contribui la scăderea forţelor de aşchiere.

S-au efectuat experimentări pentru determinarea valorii componentelor forţelor de aşchiere la strunjirea barelor din OLC 45, OLC 60, Rp_3 şi T_{105} M_{120} tratat termic şi netratat.

Experimentările s-au realizat în două etape:

I. — strunjirea longitudinală exterioară a barelor cilindrice la temperatura mediului ambiant;

II. — strunjirea longitudinală exterioară a barelor încălzite inductiv pe suprafaţă, la temperaturi cuprinse între 300° ... 900°.

Parametrii regimului de aşchiere atît la strunjirea la rece cît şi la cald au fost: adîncimea de aşchiere $t = 2$ mm, avansul longitudinal $s = 0{,}42$ mm/rot., viteza de aşchiere $v = 75{,}36$ m/min (pentru $n = 480$ rot/min şi $d = 50$ mm).

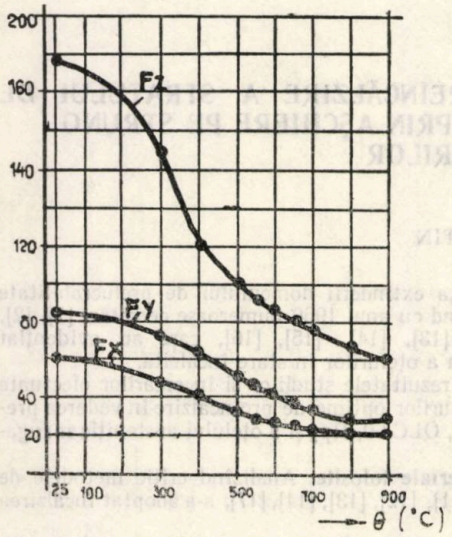


Fig. 2. Variația componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului prelucrat la oțelul OLC 45.

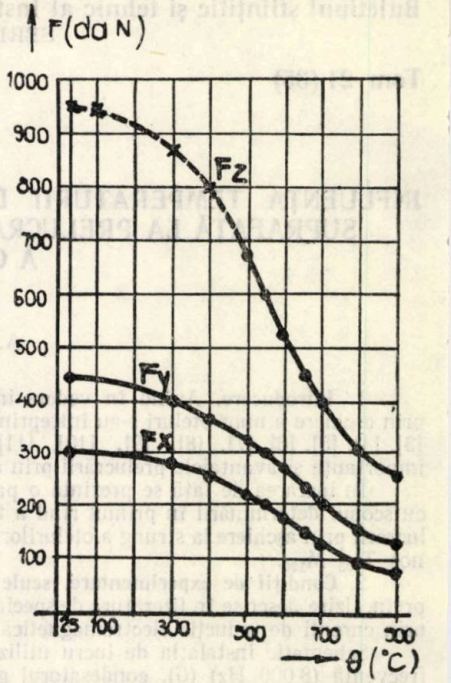


Fig. 3. Variația componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului prelucrat la oțelul OLC 60.

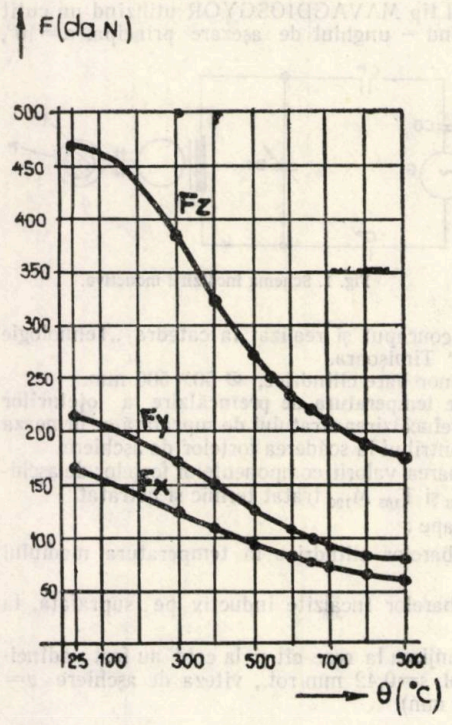


Fig. 4. Variația componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului prelucrat la oțelul Rp_3.

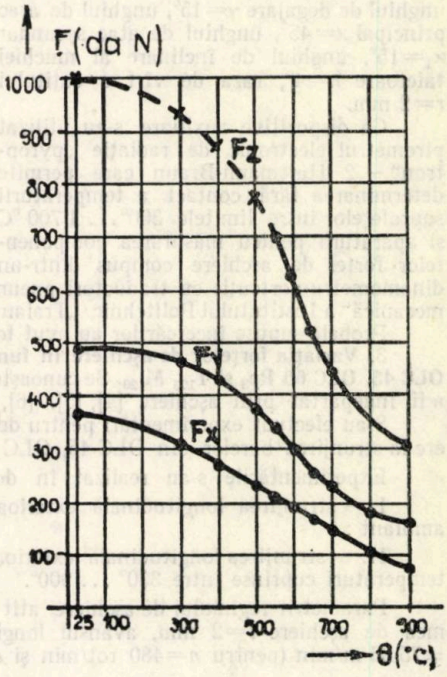


Fig. 5. Variația componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului prelucrat la oțelul T_{105} M_{120} tratat termic.

Pentru a elimina erorile de măsurare produse de eventuala încălzire a dispozitivului portcuțit dinamometric s-a procedat la izolarea termică și electromagnetică a acestuia (ecran din tablă de cupru și placă de asbest).

Trecerea succesivă de la o treaptă de temperatură la alta între 300° ... 900 °C s-a făcut pe aceeași bară fără oprirea strungului și fără întreruperea funcționării instalației de încălzire, reglînd corespunzător parametrii instalației c.i.f.

Reprezentarea grafică a variației componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului de suprafață la oțelurile studiate se prezintă în diagramele din fig. 2 ... 6.

Se menționează că pentru diagramele componentelor forței de așchiere în cazul oțelurilor T_{105} M_{120} curba ce variație a forței *Fz* în zona de temperatură $\theta < 500$ °C (fig. 5) și $\theta < 550$ °C (fig. 6)a fost extrapolată pe baza valorilor obținute pentru *Fx* și *Fy* întrucît aparatura de măsurare a forțelor nu permite citiri ale valorilor mai mari de 700 daN.

4. **Considerații generale și criterii de determinare a temperaturilor optime de preîncălzire a oțelurilor OLC 45, OLC 60, Rp_3 și T_{105} M_{120}.** Analizînd rezultatele obținute se observă:

a) La toate oțelurile studiate o scădere a forțelor de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului de suprafață.

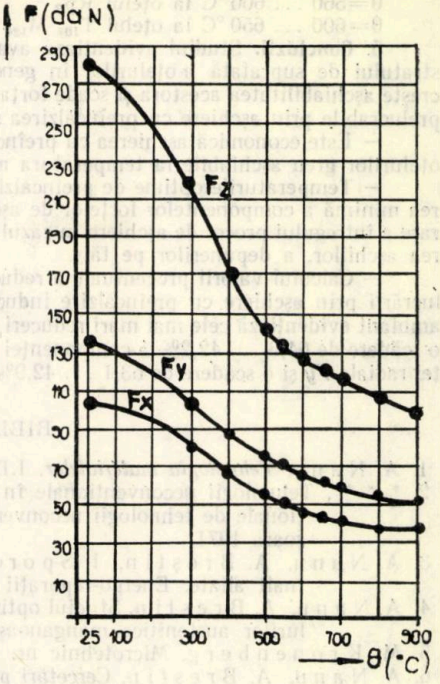


Fig. 6. Variația componentelor forței de așchiere în funcție de temperatura de preîncălzire a stratului prelucrat la oțelul T_{105} M_{120} netratat termic.

b) Scăderea forțelor de așchiere la oțelurile OLC 45, OLC 60 și Rp_3 este mai puțin pronunțată cînd $\theta < 400$ °C, mai pronunțată cînd temperatura crește la $\theta = 450$ °C ... 500 °C, iar peste această temperatură scăderea forțelor de așchiere este foarte puțin accentuată.

c) O comportare similară se observă și la oțelul austenitic manganos T_{105} M_{120} atît în cazul cînd este tratat termic cît și în cazul cînd nu a fost tratat termic la care cea mai pronunțată scădere a forțelor de așchiere se evidențiază la $\theta = 600$ °C ... 700 °C.

Temperaturile optime de așchiere nu se pot stabili însă prin prisma unei analize riguroase doar a variației forțelor de așchiere, întrucît preîncălzirea stratului de suprafață modifică în ansamblu desfășurarea însăși a procesului de așchiere modificîndu-se forma așchiilor detașate, modul de evacuare a acestora, depunerile pe tăiș etc.

Astfel la OLC 45 și OLC 60 se obțin așchii continue de curgere chiar la strunjirea obișnuită la temperatura mediului ambiant.

La oțelul OLC 45 preîncălzit la 550 °C așchia nu se mai elimină continuu înfășurîndu-se ca o spirală ci se aglomerează, haotic între cuțit și piesă împiedicînd continuarea procesului de lucru. Dacă temperatura crește, $\theta > 600$ °C așchia foarte plastică se aglomerează în mod omogen si nu se mai îndepărtează din zona de lucru.

Același lucru se observă și la oțelul OLC 60 la $\theta = 600$ °C.

La prelucrarea prin așchiere în strat preîncălzit a oțelului rapid Rp_3 s-a observat că așchiile se aglomerează haotic de la $\theta = 650$ °C.

În cazul prelucrării oțelului austenitic manganos preîncălzit pînă la temperatura $\theta = 650$ °C se obțin așchii fragmentate.

Dacă se depășește această temperatură se obțin așchii de forfecare sau continui, astfel la 740 °C se observă o configurație continuă dezordonată a așchiilor care împiedică buna desfășurare a procesului de așchiere.

Analizînd rezultatele obținute în urma experimentărilor efectuate și urmărind buna desfășurare a procesului de așchiere s-au stabilit următoarele valori optime ale domeniilor de temperatură pentru preîncălzirea inductivă a stratului de suprafață la materialele experimentate:

$\theta = 480$ ... 520 °C la oțelul OLC 45
$\theta = 500$ ... 550 °C la oțelul OLC 60

θ=560 ... 600 °C la oțelul Rp_3

θ=600 ... 650 °C la oțelul T_{105} M_{120} tratat sau netratat termic.

5. **Concluzii.** Studiul evidențiază avantajele prelucrării prin așchiere cu preîncălzirea stratului de suprafață a oțelurilor în general, întrucît prin încălzirea la θ=450 ... 650 °C crește așchiabilitatea acestora și scade forța de așchiere. Oțelurile austentice manganoase devin prelucrabile prin așchiere cu preîncălzirea straturilor de suprafață.

— Este economică așchierea cu preîncălzirea straturilor de suprafață numai la strunjirea oțelurilor greu așchiabile la temperatura mediului ambiant.

— Temperaturile optime de preîncălzire a oțelurilor au fost stabilite în funcție de valoarea minimă a componentelor forțelor de așchiere rezultante cît și în funcție de buna desfășurare a întregului proces de așchiere în cazul acestor prelucrări, respectiv de formarea și evacuarea așchiilor, a depunerilor pe tăiș.

— Calculul valorii procentuale a reducerii componentelor forței de așchiere în cazul prelucrării prin așchiere cu preîncălzire inductivă față de prelucrarea la temperatura mediului ambiant evidențiază cele mai mari reduceri la oțelul austenitic manganos T_{105} M_{120} unde rezultă o scădere de 64,6 ... 42,2% a componentei axiale *Fx*; o scădere de 66 ... 45,7% a componentei radiale *Fy* și o scădere de 63,1 ... 42,9% a componentei tangențiale *Fz*.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Nanu, *Tehnologia materialelor*. I.D.P. București, 1972.
2. * * *, Tehnologii neconvenționale în prelucrarea metalelor. Materialele Conferinței naționale de tehnologii neconvenționale în prelucrarea metalelor, CNTN-71, Timișoara 1971.
3. A. Nanu, A. Breștin, I. Sporea, Studiul prelucrabilității oțelurilor manganoase înalt aliate. Energo-reparații București, 1969.
4. A. Nanu, A. Breștin, Studiul optimizării procesului de prelucrare prin așchiere a oțelurilor austenitice manganoase. Energo-reparații București, 1969.
5. M. Kronenberg, Microtehnic nr. 1, 1966.
6. A. Nanu, A. Breștin, Cercetări privind determinarea tehnologiei de prelucrare prin așchiere a oțelurilor austenitice manganoase (12 ... 14% Mn). Caiet selectiv cu lucrări de colaborare cu producția. I. P. T. 1970 — pag. 58.
7. Liviu Deatcuș. a., Frezarea la temperatură ridicată. Construcția de mașini 20 (1968) nr. 2.
8. A. S. Sifrin, *Tocenie trudnoobrabotivoenoie stali T marki G 12*. Progresivnaia techmologhia mașinostroienia. G. L. Mașghiz 1951.
9. V. G. Liubimov, Rezanie austenitnoi marganțovistoi stali vnagretom sostoianii, Izd. Lvovskovo lesotehniceskovo instituta, 1958.
10. * * *, Machines francaises nr. 48, 1964 (articolul „Așchierea la cald").
11. * * *, Tool and Manufacturing, nr. 3, 1963 (articolul „Strunjirea la cald").
12. * * *, Mechanical Engineering, nr. 1, 1964 (articolul „Prelucrarea prin așchiere la cald").
13. * * *, Airoraft Production, 22, 1960, nr. 12 (articolul „Așchierea la temperaturi înalte").
14. W. Penttland, C. L. Mehl, I. R. Wermberg, American machinist (SUA), 104, nr. 14, 11 iulie 1960 (articolul „Prelucrarea prin așchiere la cald").
15. * * *, Metalurgia și construcția de mașini nr. 3, 1963 (articolul „Strunjirea pieselor dure prin introducerea de curent electric în zona de așchiere").
16. Clausen R., Über die Senkung der Schnittkraft beim Warmdrehen Industrie Anzeiger 92, Jg. Nr. 24, v. 20, 3, 1079.
17. * * *, Metaloworking Production, nr. 49, 1960 (articolul „Alegerea celei mai corespunzătoare surse de încălzire în vederea așchierii la cald").

DER EINFLUSS DER VORWÄRMENTEMPERATUR DER OBERSCHICIT BEI DER VERARBEITUN DURCH DREHBANKZERSPANEN DER STÄHLE

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden die Ergebnisse der Forschungen hervorgehoben, die sich auf das Verarbeiten der Manganaustenitstähle durch Drehbankzerspanen beziehen.

Die Ergebnisse erlaubten das Feststellen der besten Verarbeitungs temperaturen und zeigen die vergleichenden Kriterien dieses Verarbeitungsverfahrens, das auch an andere gewöhnlichen Stählen angewendet werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

GENERATOR ELECTRONIC DE TENSIUNE SINUSOIDALĂ TRIFAZATĂ CU FRECVENŢA VARIABILĂ COMANDAT PRIN TENSIUNE

DE

T. MUREŞAN, M. CIUGUDEAN, V. POPESCU, V. HAREA

Reglarea în limite largi a turaţiei motoarelor de inducţie se face prin modificarea frecvenţei tensiunii de alimentare. Sursele de tensiune alternativă cu frecvenţă variabilă sînt obţinute folosind scheme de conversie realizate cu tiristoare. Comanda convertorului se realizează de la un generator de mică putere care furnizează un sistem de tensiuni trifazate cu frecvenţă reglabilă între zero şi o valoare maximă impusă. Una din soluţiile cele mai perfecţionate pentru obţinerea unui astfel de sistem de tensiuni este cea indicată în [1]. În acest caz se utilizează două tensiuni sinusoidale cu frecvenţă între zero şi 100 Hz defazate cu 90° din care apoi prin însumare vectorială se obţin cele trei tensiuni ale sistemului trifazat. Această soluţie are dezavantajul complexităţii schemei electronice şi a reglajului pretenţios al defazajului de 120° între tensiunile sistemului trifazat.

Schema generatorului prezentat în lucrarea de faţă este simplă şi nu necesită reglaje suplimentare pentru defazajul de 120° dintre tensiuni.

Schema bloc a generatorului de tensiune trifazată (G. T. T.) realizat este prezentată în fig. 1.

în care:

C.A.0 — circuit astabil cu frecvenţa f_2=9 000 Hz—9450 Hz;
C.A.1 — circuit astabil cu frecvenţa f_1=3 000 Hz;
C.L. — circuit logic pentru obţinerea a trei tensiuni dreptunghiulare defazate cu 120°;
T.C. — triplet de chei pentru obţinerea a trei tensiuni sinusoidale cu frecvenţa cuprinsă între 0—150 Hz şi defazate cu 120°.

Circuitul logic C. L. este format dintr-un numărător modulo 6 şi un ansamblu de circuite logice NAND. Numărătorul conţine două circuite basculante bistabile de tip „MASTER SLAVE" şi o poartă NAND cu trei intrări.

Circuitul astabil C.A. 0 este utilizat în numărător ca un bistabil comandat la intrare cu o succesiune de impulsuri periodice cu frecvenţa de 18 000 — 18 900 Hz. La ieşirea A_0 (fig. 2) a acestuia rezultă o succesiune de impulsuri cu frecvenţa de 9 000—9 450 Hz, astfel astabilul efectuează o primă divizare cu 2 a frecvenţei fictive de la intrarea numărătorului.

O a doua divizare cu 3 o efectuează cele două bistabile B_1 şi B_2 (fig. 2) datorită unor reacţii suplimentare, aşa încît cu ansamblul de porţi NAND se pot obţine trei tensiuni dreptunghiulare cu frecvenţa de 3 000 — 3 150 Hz, defazate riguros şi constant cu 120°, constituind deci un sistem de tensiuni dreptunghiulare trifazat.

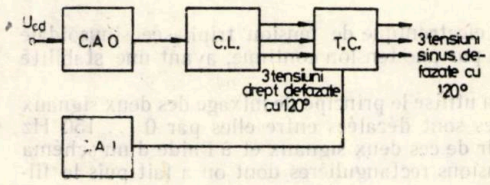


Fig. 1.

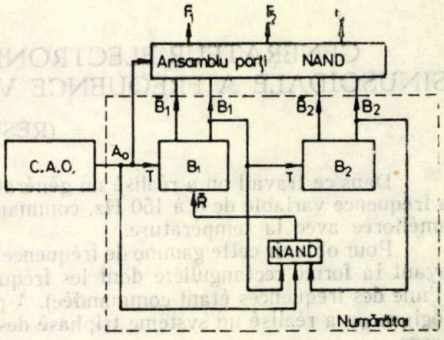


Fig. 2

Funcțiile logice realizate de circuitele NAND sînt:

$$F_1=\overline{B}_2, \qquad F_2=\overline{B}_1B_2+A_0B_1, \qquad F_3=A_0\overline{B}_1+B_1B_2$$

Circuitnl stabil asigură o legătură liniară între frecvența impulsurilor și tensiunea de comandă U_{cd}, independentă de schimbările tensiunii de alimentare și de parametrii tranzistoarelor.

Cheile realizate sînt constituite din tranzistoare în conexiune EC, care la semnale mici prezintă o comportare simetrică în stare de conducție [2], [4]. Utilizînd un chopper (cheie), simetric, căruia i se aplică două tensiuni x_1 și x_2 ca în fig. 3, la ieșirea lui se obține o tensiune a cărei medie are frecvența f_1-f_2. ($x_1(t)$ comandă chopperul).

Generatorul electronic prezentat mai sus a fost realizat și experimentat [3]. Schema electronică este nouă, are avantajul simplității, stabilității frecvenței generate cu temperatura și o fiabilitate ridicată datorită numărului redus de reglaje.

Din experimentări a rezultat o bună liniaritate a frecvenței în funcție de tensiunea de comandă și un defazaj riguros de 120° între tensiunile sistemului trifazic.

Modificările frecvenței cu temperatura și tensiunea de alimentare sînt mici datorită principiului adoptat — — de realizare a celor două tensiuni rectangulare cu circuite identice și deci cu aceeași variație procentuală a frecvenței. După divizarea frecvenței f_2 cu 3, obținîndu-se f_2, variațiile lui f_2 și f_1 vor fi aproximativ egale și diferența dintre ele nu se modifică.

Datorită modului în care se generează sistemul de tensiuni rectangulare trifazat, o modificare a duratei impulsurilor la circuitele astabile comandate prin tensiune din cauza temperaturii sau tensiunii de alimentare nu duce la o nesimetrie a sistemului trifazic.

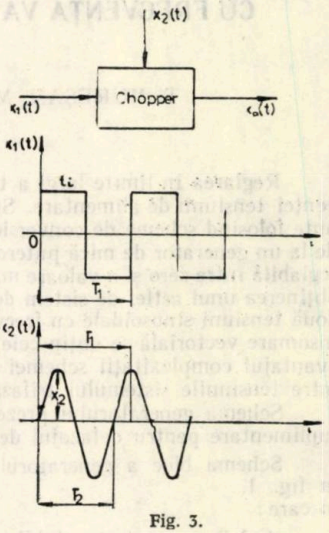


Fig. 3.

BIBLIOGRAFIE

1. Schönung, A., Stemmler, H., Geregelter Dreshtrom — Umkehrantrieb mit gestenerterm Umricchter nach den Unterschvingungsvesfahren. In Brown Boveri Mitt. nr. 8/9 1964, și BBC Nachr., nr. 12, 1964.
2. Lyden A., Choppers With A Transistor And Pairs of Transistors, Electronic Engineering 1965, vol. 37, no. 445.
3. Mureșan T., Ciugudean M., Popescu V., Harea V., Cercetări teoretice și experimentale privind blocurile electronice utilizate în sistemele de transport cu motoare liniare. Contract de cercetare IPT-MICMUE 1973.
4. Stein, H., Bilaterale Leiftähigkeit von pnp Fläshentransistoren in Schaltbeitrieb. Radio und Fernschein 1962 nr. 17, nr. 18.

GÉNÉRATEUR ELECTRONIQUE DE TENSION TRIPHASÉE SINUSOIDALE A FRÉQUENCE VARIABLE COMANDÉ PAR TENSION

(RÉSUMÉ)

Dans ce travail on a réalisé un générateur electronique de tension triphasée sinusoidale a fréquence variable de 0 à 150 Hz, commandée par une tension continue, ayant une stabilité améliorée avec la température.

Pour obtenir cette gamme de fréquence on a utilisé le principe de mixage des deux signaux ayant la forme rectangulière dont les fréquences sont décalées entre elles par 0 ... 150 Hz (l'une des fréquences étant commandée). A partir de ces deux signaux et à l'aide d'un schéma logique on a réalisé un système triphasé des tensions rectangulières dont on a fait puis le filtrage.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

ASUPRA REZULTATELOR ÎNCERCĂRII UNUI CADRU CU RELEE DESTINATE PODURILOR RULANTE

DE

AL. VASILIEVICI, T. DRAGOMIR, I. SUCIU, L. MOLDOVAN, P. PAVKOV

1. **Introducere.** *Cadrul cu relee electromagnetice* (fig. 1, fig. 2) constituie un dispozitiv de protecţie cu care sînt echipate unele poduri rulante.

La laboratorul de aparate electrice s-au efectuat încercări experimentale, corespunzător normelor uzinei producătoare şi standardelor în vigoare, în scopul depistării cauzelor compor-

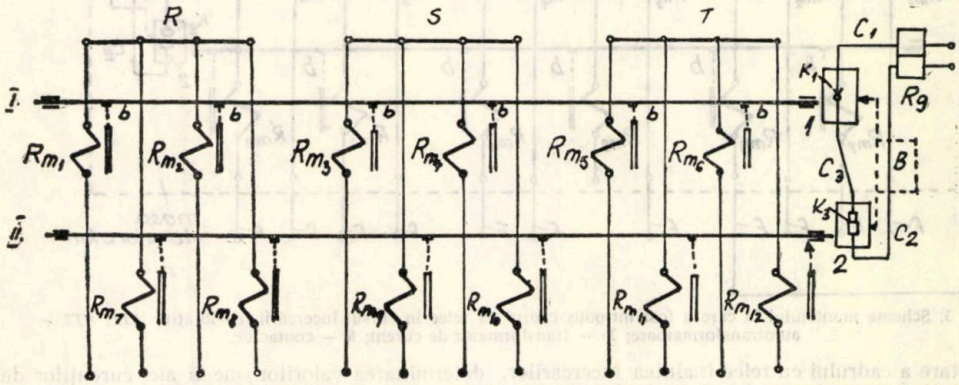


Fig. 1. Schema cadrului cu relee. $R_{m_1} \ldots R_{m_{12}}$ — relee electromagnetice; *1* şi *2* — mecanism de zăvorîre care realizează închiderea contactelor comandate înseriate K_1 şi K_2 la apăsarea pe butonul *B*; R_g — rigletă; c_1, c_2, c_3 — conductoare de legătură; *I* şi *II* — tije pe care se fixează clapetele pîrghiei camă.

tării necorespunzătoare, semnalate în condiţiile din exploatare, caracterizate prin şocuri şi vibraţii intense.

Pentru efectuarea încercărilor s-a realizat un stand original, format dintr-un vibrator electromagnetic cu ajutorul căruia se pot obţine vibraţii cu acceleraţia maximă de pînă la $2g$ (g=9,81 m s^{-2}) şi care alimentat în mod corespunzător a fost utilizat şi pentru producerea de scuturături şi un transformator de curent, cu mai multe domenii în secundar (2,5 A, 5 A, ... 500 A, 1 000 A). În cadrul încercărilor experimentale a fost folosit şi un alt vibrator, capabil să producă acceleraţii în limitele 1,5 g—4,5 g. Utilizînd cele două vibratoare, s-a putut acoperi în bune condiţiuni, întreaga gamă de acceleraţii şi frecvenţe prevăzute de standarde pentru verificarea comportării la vibraţii şi scuturături a cadrului cu relee.

Pentru măsurătorile din cursul încercărilor de vibraţii şi scuturături s-a utilizat un aparataj specializat, de fabricaţie Brüel-Kjaer [2].

2. **Încercări experimentale.** Încercările la care a fost supus cadrul cu relee, în ordinea efectuării lor, au fost următoarele: analiza modului de prezen-

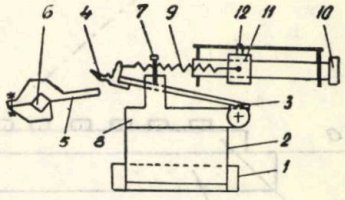


Fig. 2. Schiţa principială a unui releu electromagnetic de pe cadrul încercat: *1* — bobină; *2* — armătură fixă; *3* — armătura mobilă; *4* — piesă auxiliară; **5 — clapeta pîrghie;** *6* — tija I sau II; *7* — şurub de reglare a întrefierului; *8* — piesă suport; *9* — resort antagonist; *10, 11, 12* — ansamblu de tensionare a resortului.

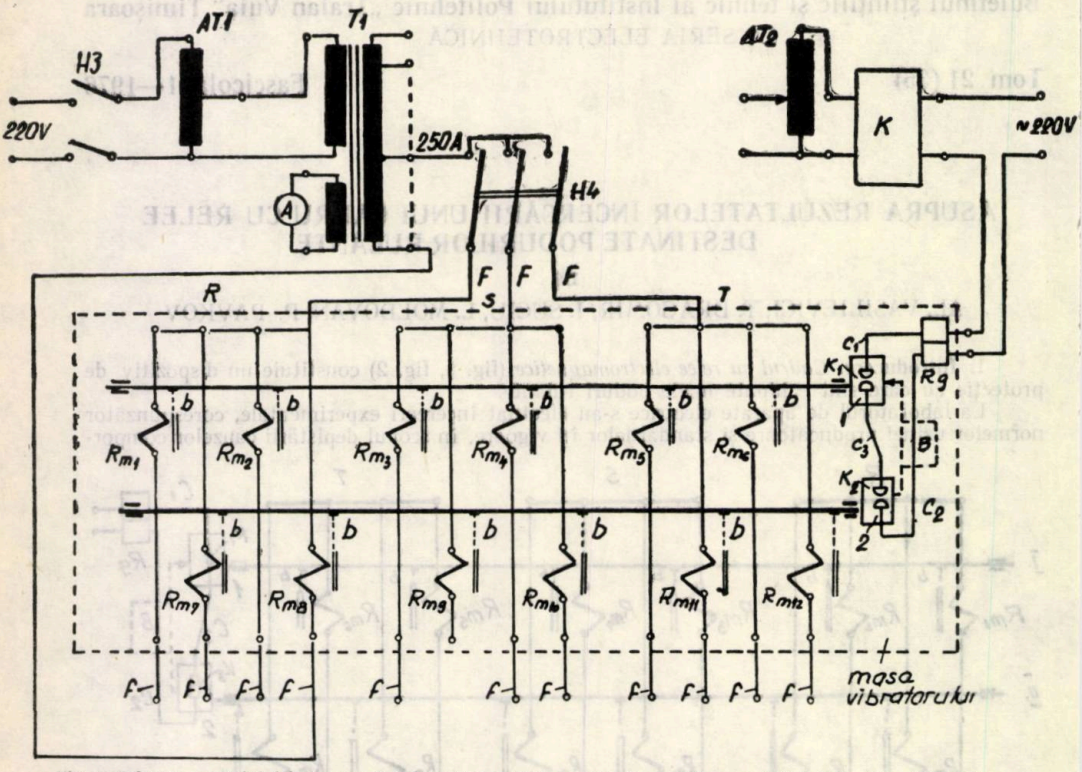


Fig. 3. Schema montajului în care a fost introdus cadrul cu relee în cursul încercării la vibraţii : *AT1, AT2* — autotransformatoare; T_1 — transformator de curent; *K* — contactor.

tare a cadrului cu relee înaintea încercărilor, determinarea valorilor medii ale curenţilor de acţionare pentru reglajul făcut de uzina producătoare, verificarea posibilităţilor de reglare a releelor cadrului la 3,5 I_N şi la 2,5 I_N, încercarea de comportare la vibraţii cu acceleraţia de maximum 1,5 g şi frecvenţa 20—60 Hz, cu ajutorul vibratorului electromagnetic. Schema montajului în care a fost introdus cadrul cu relee în cursul încercării la vibraţii este prezentată în fig. 3.

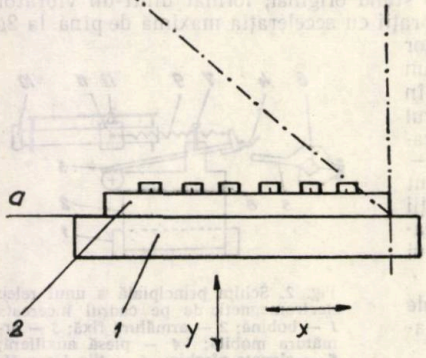


Fig. 4. Poziţiile de aşezare a cadrului la încercarea de vibraţii şi scuturături : *1* — masa vibratorului; *2* — cadrul cu relee; *x* şi *y* — direcţiile de vibrare; *a, b, c* — cele trei poziţii în care s-au făcut încercările.

Conform prevederilor STAS 553-68, în cursul încercării contactele cadrului au fost parcurse de curentul bobinei de acţionare a contactorului *K* cu autoreţinere, prin intermdeiul căruia s-a legat la reţea autotransformatorul *AT* 2 (regim de lucru mers în gol). După încercarea de comportare la vibraţii, s-a verificat menţinerea reglajului releelor la 2,5 I_N şi s-a verificat comportarea la scuturături pe acelaşi stand experimental, cu o frecvenţă de 15 scuturături pe minut avînd acceleraţia de 3 g şi s-a verificat menţinerea reglajului releelor după supunerea cadrului la scuturături. Poziţiile în care a fost fixat cadrul cu relee pe masa vibratorului la încercările de vibraţii şi scuturături sînt prezentate în fig. 4. Avînd în vedere condiţiile de lucru ale podurilor rulante pe care se montează cadrul cu relee s-a făcut şi o încercare de comportare la vibraţii cu acceleraţia cuprinsă în domeniul 1,5 g— —3 g şi frecvenţa de la 20 Hz la 60 Hz, încercare care nu este prevăzută nici de standarde şi nici de normele interne.

3. **Concluzii.** Din analiza și interpretarea rezultatelor experimentale, se desprinde constatarea de ansamblu că, cadrul cu relee, în forma actuală, nu corespunde condițiilor de axploatare, întrucît nu prezintă siguranță în funcționare. Astfel se menționează că acesta lansează comenzi false în timpul vibrațiilor și scuturăturilor, unele din piesele sale componente s-au deteriorat în timpul funcționării, iar alte repere ale cadrului își pierd siguranța în funcționare și fără a suferi deteriorări mecanice.

Pentru remedierea deficiențelor semnalate se consideră că este necesar ca aparatului să i se aducă îmbunătățiri.

În primul rînd se propune o modificare a tipului constructiv, care să înlăture actuala soluție bazată pe transmiterea comenzii de închidere la două mecanisme de zăvorîre simultan, cu una bazată pe transmiterea acestei comenzi la un singur mecanism de zăvorîre, a cărei deschidere să fie comandată de toate releele cadrului.

În al doilea rînd se apreciază că este necesară o reglare corectă a releelor cadrului la valoarea de 2,5 I_N de către întreprinderea producătoare și măsuri constructive care să elimine modificarea reglajului în timpul funcționării sub acțiunea vibrațiilor și șocurilor.

Pe altă parte avînd în vedere rezultatele încercării de comportare la vibrații cu accelerația 1,5 g — 3 g și frecvență de 20—60 Hz justificată de condițiile funcționării pe podurile rulante, se recomandă completarea normelor interne și a standardelor cu prevederea acestei încercări.

BIBLIOGRAFIE

1. Suciu, I., Vasilievici, Al., Moldovan L., Dragomir T., Pavkov, P., Studiul experimental al funcționării releelor intermediare temporizate RI-3T, în condițiile montării pe poduri rulante, Buletinul științific și tehnic al I. P. T., seria Electrotehnică, România, 1974, tom 19 (33), fascicola 1, p. 47—56.
2. Broch, T. T., *Mechanical vibration and schock measurements*, Brüel-Kjaer, Denmark., 1971.

SUR LES RÉSULTATS DE RECHERCHES D'UN CADRE À RELAIS DESTINÉ AUX PONTS ROULANTS.

(RÉSUMÉ)

On présente dans le travail la réalisation d'un vibratoire électromagnetique, d'une conl struction originale, destiné à effectuer de recherches de vibrations et trépidations d'apareiutilisé à l'équipement de commande et protection du ponts roulants.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

CU PRIVIRE LA MICŞORAREA ZONEI DE INDECIZIE A UNUI COMPARATOR INTEGRAT

DE

V. TIPONUŢ

1. **Introducere.** În lucrarea de faţă este analizată o schemă de conectare a comparatorului integrat de producţie indigenă CLB 2 711 C, care conduce la micşorarea zonei de indecizie. Circuitul poate furniza la ieşire semnal pentru comanda circuitelor logice integrate, eliminînd neajunsul incompatibilităţii comparatorului cu circuitele logice integrate [1].

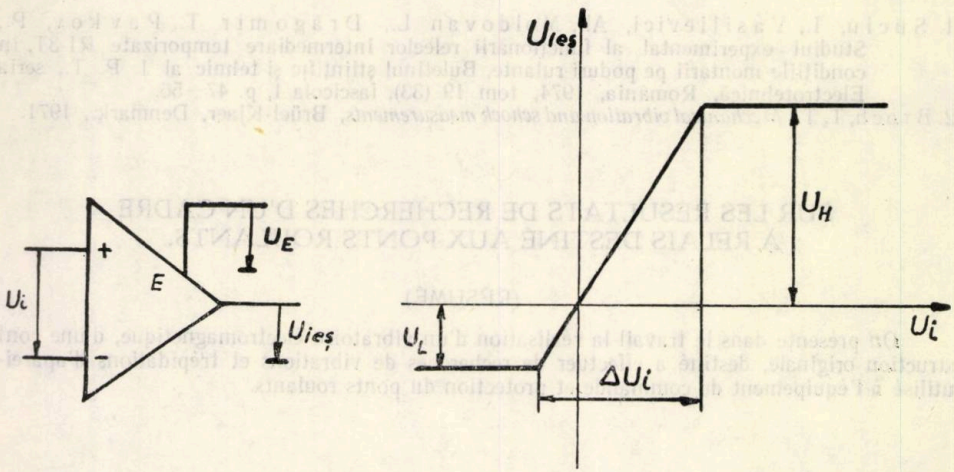


Fig. 1.

2. **Studiul comportării circuitului.** Caracteristica de transfer $U_{ieş}=f(U_i)$ a unui comparator integrat, se prezintă ca în fig. 1. Se constată prezenţa unei zone de indecizie $\Delta U_i = (U_H - U_L)/A$, prin A fiind notată amplificarea în gol, corespunzătoare porţiunii liniare din caracteristică.

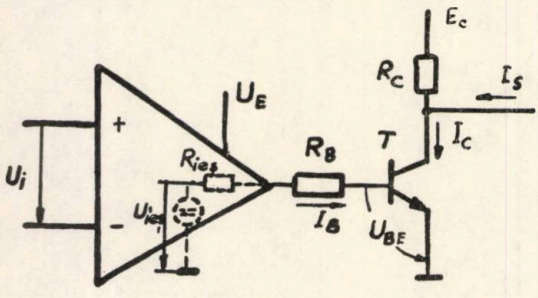


Fig. 2.

O posibilitate de reducere a mărimii ΔU_i constă în conectarea la ieşirea comparatorului a unui tranzistor T (fig. 2), care funcţionează blocat-saturat. În ideea compatibilităţii circuitului cu circuitele logice integrate, tranzistorul trebuie să fie de tipul n—p—n, pentru ca semnalul de ieşire să se modifice în domeniul tensiunilor pozitive.

Calculul performanţelor schemei se face avîndu-se în vedere că tranzistorul

funcționează în regim de comutație. In cele ce urmează, mărimile (tensiuni și curenți), pentru care semnalul la ieșirea circuitului atinge valorile U_H și U_L, vor fi afectate suplimentar de indicii H și respectiv L.

Condițiile de obținere a unei tensiuni de ieșire, de valoare U_H respectiv U_L, pot fi scrise, în cazul circuitului considerat, sub forma:

$$I_{CH} = \frac{E_C - U_H}{R_C} + I_{SH} \tag{1}$$

$$I_{CL} = \frac{E_C - U_L}{R_C} + I_{SL} \tag{2}$$

Prin I_S s-a notat curentul de sarcină furnizat de circuit.

Condiția (1) corespunde situației în care tranzistorul este blocat, adică $I_{CH} = I_{CBO}$, astfel că ea devine:

$$\frac{E_C - U_H}{R_C} + I_{SH} = I_{CBO} \tag{3}$$

Tensiunea bază-emitor de blocare U_{BEH} are valorile cunoscute [2].

Corespunzător rel. (2) tranzistorul este saturat și tensiunea bază-emitor, pentru care curentul de colector are valoarea I_{CL}, poate fi determinată din ecuațiile Ebers-Moll [2]. Rezultă:

$$U_{BEL} = U_T \ln\left[1 + \frac{1-\alpha_I}{I_{EBO}}\left(\frac{E_C - U_L}{R_C} + I_{SL}\right)\right] \tag{4}$$

în care: U_T — tensiunea termică; I_{EBO} — curentul rezidual invers al joncțiunii bază-emitor; α_I — factorul de amplificare în curent, static, invers în conexiune bază comună.

Legătura dintre tensiunile $U_{ieș\,L}$ (fig. 2.) și U_{BEL}, dat fiind căderile de tensiune pe rezistența de ieșire $R_{ieș}$ a comparatorului și rezistența R_B, este dată de relația:

$$U_{ieș\,L} = U_{BEL} + \frac{1}{h_{21E}}\left(\frac{E_C - U_L}{R_C} + I_{SL}\right)(R_B + R_{ieș}) \tag{5}$$

Prin h_{21E} s-a notat factorul de amplificare în curent, static, în conexiune emitor comiun.

În situația în care tranzistorul este blocat, tensiunile la bornele rezistențelor R_B, $R_{ieș}$ pot fi neglijate și prin urmare:

$$U_{ieșH} \cong U_{BEH} \tag{6}$$

Pe baza relațiilor (4), (5) și (6) se poate determina expresia zonei de indecizie a circuitului:

$$\Delta U_i = \frac{1}{A}(U_{ieș\,L} - U_{ieșH}) = \frac{1}{A}\left\{U_T \ln\left[1 + \frac{1-\alpha_I}{I_{EBO}}\left(\frac{E_C - U_L}{R_C} + I_{SL}\right)\right] + \right.$$

$$\left. + \frac{1}{h_{21E}}\left(\frac{E_C - U_L}{R_C} + I_{SL}\right)(R_B + R_{ieș}) - U_{BEH}\right\} \tag{7}$$

Relațiile stabilite permit următoarele observații:

— Parametrii E_C și R_C trebuiesc astfel aleși încît să fie satisfăcută expresia (3);

— Cu această condiție se obține din expresia (3) că:

$$\frac{E_C - U_L}{R_C} = I_{CBO} - I_{SH} + \frac{U_H - U_L}{R_C} \tag{8}$$

Egalitatea de mai sus împreună cu rel. (7) pun în evidență faptul că mărimea zonei de indecizie este independentă de E_C, fiind însă cu atît mai redusă cu cît R_C este mai mare;

— Tranzistoarele cu Si au tensiunea U_T mai mare și curentul I_{EBO} mult mai mic decît valorile corespunzătoare aceloraşi parametri ai tranzistoarelor cu Ge. În consecință, utilizarea unui tranzistor T cu Ge conduce la obținerea unei zone de indecizie mai mici (rel. (7));

— În același scop, rezistența R_B trebuie să fie cît mai mică. Rolul ei este de a limita curentul furnizat de comparator, cînd tensiunea de ieșire depășește mărimea $U_{ieș\,L}$.

În cazul comparatorului CLB 2711 C, valoarea maximă a tensiunii de ieșire este dată de expresia [3]:

$$U_{ieș\,max} = U_E - U_{BE} \tag{9}$$

în care: U_E — tensiunea aplicată intrării de eșantionare (fig. 1); U_{BE} — tensiunea bază-emitor a unui tranzistor cu Si.

Există deci posibilitatea ca printr-o alegere corespunzătoare a lui U_E, $U_{ieș\,max}$ să fie limitată la valoarea $U_{ieș\,L}$.

3. **Rezultate experimentale.** Concluziile stabilite au fost verificate experimental utilizînd circuitul cu schema din fig. 2. Tranzistorul T a fost cu Ge de tipul AC 181. Impunînd ca semnalul de ieșire să aibe aceiași parametri cu semnalul furnizat de un circuit logic integrat [1] se calculează valorile: $E_c = 5$ V, $R_c = 3$ Kohm, $U_{BE\,L} = 150$ mV, $U_{ieș\,max} = 300$ mV ($U_E = 1$ V și $U_l = 0{,}293 \cdot 10^{-3}$ V. S-a luat $R_B = 0$. Mărimea măsurată $\Delta U_l = 0{,}3$ mV dovedește o bună concordanță cu calculele.

4. **Concluzii.** Prin conectarea la ieșirea comparatorului integrat a unui tranzistor, ca în fig. 2, este posibilă reducerea de peste 20 de ori a zonei de indecizie. Circuitul realizat conform celor de mai sus prezintă față de comparatorul integrat și avantajul compatibilității cu circuitele logice integrate.

BIBLIOGRAFIE

1. * * * *Catalog de circuite integrate*, IPRS.
2. Millman, J., Taub, H., *Pulse, digital, and switching waveforms*. New York, Mc. Graw-Hill Book Company, 1965.
3. Alexiu, I. ș.a., *Circuite cu semiconductoare în industrie. Aparate de măsurat*. București, Editura Tehnică, 1970.

ÜBER DIE VERBESSERUNG DER STEILHEIT DER KENNLINIEN VON INTEGRIERTEN KOMPARATOREN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird ein Schaltschema eines integrierten Komparatoren antersucht, der die Eigenschaft berikt die Ungenauiskeitsschwelle des Komparator stark zu verkleinern und die Anpassung zu integrierten logischen Schaltkreisen zu schaffen. In der Arbeit sind die Bevielungen festgelegt und Schlüsse gevogen wurden, die eine optimale Projektierung ermöglichen, so dass die Ungenauiskeitsschwelle minimal wird.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

THÉORÈMES DE RÉCIPROCITÉ DANS UN CHAMP ÉLECTROCYNÉTIQUE NON STATIONNAIRES ET LES PARAMÈTRES *RC* DES RÉSISTANCES ET DES CONDENSATEURS

PAR

I. DE SABATA

1. Dans [1] on présente une théorie systématique et large des paramètres transitoires associés aux proprietés de la substance et au champ électromagnétique.

En accord avec les théorèmes de réciprocité valables dans cshamps électrostatiques et électrocynétiques stationnaires on introduit en [3] les grandeurs physiques: résistance et capacité caractérisant les propriétés des milieux conducteurs et diélectriques. Dans cet ouvrage on etablit trois théorème de réciprocité valables dans des champs électrocynétiques non stationnaires et, en se basant sur ces théoremes, l'auteur determine les conditions auxquelles doivent satisfaire les constantes du matérial ε et σ afin qu'un système physique représente un condensateur ou une resistance.

2. Soit un milieu isotrope, linéaire et homogène par portions ayant la permittivite ε et la conductivite σ, dans lequel se trouvent les éléctrodes M_1 et M_4, alimentées par les intensités de courant i_1 et i_4 variables. On considère les éléctrodes de conductivité infinie et le milieu étendu jusqu'à l'infini ou limité par une surface metallique, Σ, ayant un potential nul (fig. 1).

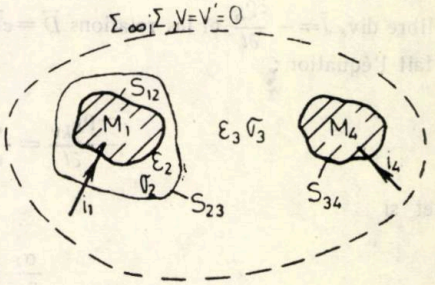


Fig. 1. Champ électrocynétique non stationnaire entre les électrodes M_1 et M_4.

On suppose le champ magnétique négligeable c'est-à-dire que l'intensité du champ electrique $\overline{E}$ a seulement une composante potentielle. Soit deux états quelconques du système physique de fig. 1 caractérisés par les vecteurs $\overline{D}$, $\overline{E}$, $\overline{J}$ respectivement $\overline{D}'$, $\overline{E}'$, $\overline{J}'$ où $\overline{D}$ représente le vecteur de l'induction du champs éléctrique et $\overline{J}$ la densité du courant.

En tenant compte du caractère potential des vecteurs $\overline{E}=-\nabla V$ et $\overline{E}'=-\nabla V'$ et de l'absence des charges éléctriques libres avec répartition volumique (théorème de la relaxation), on peut écrire:

$$\operatorname{div} V\cdot\overline{D}'=-\varepsilon\,\overline{E}\cdot\overline{E}' \quad \text{et} \quad \operatorname{div} V'\cdot\overline{D}=-\varepsilon\,\overline{E}'\cdot\overline{E}$$

ce qui donne par soustraction:

$$\operatorname{div}(V\cdot\overline{D}'-V'\cdot\overline{D})=0 \tag{1}$$

En multipliant la relation (1) par dv et en intégrant sur le volume limité par les surface Σ, S_{12}, S_{34}, on obtient à l'aide du théorème de Gauss-Ostrogradski:

$$\int_{\Sigma\cup S_{12}\cup S_{34}}(V\cdot\overline{D}'-V'\overline{D})\cdot\overline{ds}=\int_{S_{23}}(V\operatorname{div}_s\overline{D}'-V'\operatorname{div}_s\overline{D})\,ds \tag{2}$$

où S_{23} est la surface de séparation entre deux milieux caracterisés par ε_2, σ_2 et ε_3, σ_3.

L'intégrale sur Σ_∞ ou sur Σ est nulle puisque dans le premier cas les vecteurs $\overline{D}$ et $\overline{D'}$ décroissent vers l'infini avec $\frac{1}{r^2}$ et V, respectivement V', avec $1/r$; dans le deuxième cas $V_\Sigma = V'_\Sigma = 0$. Sur les surfaces S_{12} et S_{34} on a :

$$\int_{S_{12} \cup S_{34}} (VD' - V'\overline{D}) \cdot \overline{ds} = -V_1 Q'_1 - V_4 Q'_4 + V'_1 Q_1 + V'_4 Q_4 \tag{3}$$

et sur S_{23}, en tenant compte de la loi du flux électrique, on déduit :

$$\int_{S_{23}} (V \operatorname{div}_s \overline{D}' - V' \operatorname{div}_s \overline{D}) \cdot ds = \int_{S_{23}} (\rho'_{S_{23}} V - \rho_{S_{23}} V')\, ds \tag{4}$$

on ρ_s représente la densité superficialle de charge électrique libre sur S_{23}.

A l'aide de (3) et (4), dans le cas général d'un système avec n électrodes la relation (2) prend la forme :

$$\sum_1^n Q_\lambda V'_\lambda - \sum_1^n Q'_\lambda V_\lambda = \Sigma \int_{S_{k\nu}} (\rho'_{S_{k\nu}} \cdot V - \rho_{S_{k\nu}} \cdot V')\, ds \tag{5}$$

qui représente le théorème de réciprocité concernant les charges électriques dans des champs électrocynétiques non stationnaires. En utilisant la loi de conservation de la charge électrique libre $\operatorname{div}_s \overline{J} = -\frac{\partial \rho_S}{\partial t}$ et les relations $\overline{D} = \varepsilon \overline{E}$ et $\overline{J} = \sigma \overline{E}$ on déduit que sur $S_{k\nu}$ la densité satisfait l'équation :

$$-\frac{\rho_{S_{k\nu}}}{\partial t} = \frac{\sigma_k}{\varepsilon_k} D_{knk} + \frac{\sigma_\nu}{\varepsilon_\nu} D_{\nu n'_\nu}$$

et si (6)

$$\frac{\sigma_k}{\varepsilon_k} = \frac{\sigma_\nu}{\varepsilon_\nu} = \frac{o}{\varepsilon}$$

alors

$$\frac{\partial \rho_{S_{k\nu}}}{\partial t} + \frac{\sigma}{\varepsilon} \rho_{S_{k\nu}} = 0$$

ce qui montre que $\rho_{S_{k\nu}} = 0$ si au commencement la surface ne contiente pas de charges, ou $\rho_{S_{k\nu}} \to 0$ avec une constante de temps $\tau = \frac{\varepsilon}{\sigma}$. Comme effet dans les conditions (6), le théorème de réciprocité (5) devient :

$$\sum_1^n Q_\lambda V'_\lambda = \sum_1^n Q'_\lambda V_\lambda \tag{7}$$

identique à celui obtenu dans les champs electrostatiques. On montre facillement que dans les conditions (6) pour le système de la fig. 1, $Q_1 + Q_4 = 0$ c'est-à-dire qu'il représente un condensateur. Etant valable la forme (7) du théorème de la réciprocité il en resulte qu'on peut définir la capacité du système à l'aide du procédé utilisé en electrostatique.

3. Un deuxieme théorème de réciprocité concernant le système physique mentionné fig. 1) este obtenu en partant de l'égalité:

$$\operatorname{div}(V\overline{J'} - V'\overline{J}) = 0 \tag{8}$$

qui, intégrée sur le volume limité par les surfaces Σ (où Σ_∞) S_{12} et S_{34}, conduit à:

$$\int_{\Sigma \cup S_{12} \cup S_{34}} (V\overline{J'} - V'\overline{J}) \cdot \overline{ds} = \int_{S_{23}} (V \cdot \operatorname{div}_s \overline{J'} - V' \operatorname{div}_s \overline{J}) \cdot ds \tag{9}$$

Sur les surfaces Σ ou Σ_∞ l'intégrale est nulle pour les raisons déjà indiquées et sur S_{12} et S_{34} on a:

$$\int_{S_{12} \cup S_{34}} (V \cdot \overline{J'} - V' \cdot \overline{J})\, \overline{ds} = -V_1 i_1' - V_4 i_4' + V_1' i_1 + V_4' i_4 \tag{10}$$

où les sens de réference des courants sont dirigés vers les éléctrodes.

En utilisant la loi de la conservation de la charge éléctrique libre et al relation, $\overline{J} = \frac{\sigma}{\varepsilon} \overline{D}$ on obtient:

$$\operatorname{div}_s \overline{J} = \frac{\sigma_2}{\varepsilon_2} D_{2n_2}' + \frac{\sigma_3}{\varepsilon_3} D_{3n_3}' = -\frac{\partial \rho_{s_{23}}}{\partial t} \tag{11}$$

C'est ainsi que l'égalité (9), dans le cas général du système avec n electrodes devient:

$$\sum_1^n V_\lambda i_\lambda' - \sum_1^n V_\lambda' i_\lambda = \Sigma \int_{S_{kv}} \left(V' \frac{\partial \rho_{s_{kv}}}{\partial t} - V \frac{\partial \rho_{S_{kv}}}{\partial t} \right) ds \tag{12}$$

ce qui représente le deuxième théorème de réciprocité valable pour les champs électrocynétiques non stationnaires.

Si les propriétés physiques de la substance satisfont aux conditions (6), le membre droit de (12) este nul et la théorème obeient la forme comme dans le cas des champs éléctrocynétiques stationnaires:

$$\sum_1^n V_\lambda i_\lambda' = \sum_1^n V_\lambda' i_\lambda \tag{13}$$

Par conséquent, si l'on se rapporte à un résistance où $i_1 + i_4 = 0$ ce propriété [3] reste valable même dans les champs électrocynétiques non stationnaires si l'on réalise les conditions (6) parceque dans ce cas le théorème de la réciprocité dans la forme (13) est valable.

4. Le troisième théorème de réciprocité concerne les champs électrocynetiques non stationnaires où l'intensité du champ électrique peut avoir une composante solénoidal et le milieu conducteur est considéré isotrope, linéaire et sans champ imprimé.

Soit deux états électrocynetiques quelques caractérisés par les vecteurs $\overline{E}$, $\overline{J}$ et $\overline{E'}$, $\overline{J'}$.

La loi de la transformation de l'énérgie par courant de conduction et la loi de la conduction ménent à:

$$p_J = \frac{J^2}{\sigma} \quad \text{et} \quad p_{J'} = \frac{J'^2}{\sigma}$$

c'est-á-dire:

$$\overline{J'^2} \cdot p_J = \overline{J^2} \cdot p_J, \tag{14}$$

qui, intégrée sur un domaine arbitraire, conduit à:

$$\int_{v_\Sigma} \overline{J'^2} \cdot p_J \, dv = \int_{v_\Sigma} \overline{J^2} \cdot p_{J'} \, , dv \tag{15}$$

L'égalité (15) représente un nouveau théorème de reciprocité qui établit une relation entre deux stats électrocynétiques arbitraire dans existant le domaine v_Σ.

Imposons la condition:

$$\overline{J'} = \lambda \overline{J} \tag{16}$$

où λ est une constante invariable.

De (14) et (15) il résulte:

$$\lambda^2 \int_{v_\Sigma} p_J \, dv = \int_{v_\Sigma} p_{J'} \cdot dv$$

où

$$\lambda^2 p = p' \tag{17}$$

p et p' représentent les puissances cédées par les champs électromagnetique et transformés en v_Σ par dévelopement de chaleur.

De (16) il résulte aisément que les intensités de courant i' et i parcourant le milieu conducteur, satisfont à la condition:

$$i' = \lambda i \tag{18}$$

et que, par conséquent (17) peut être mise sous la forme suivante:

$$\frac{p'}{i'^2} = \frac{p}{i^2} = R \tag{19}$$

L'égalité (19) démontre que les milieux parcourus par un courant de conduction présentent une propriété remarquable, à savoir:

Le rapport de la puissance cédée par le champ éléctromagnétique par le carré de l'intensité du courant de conduction cest une grandeur indépendante de l'état électrocynétique du milieu dans tous les cas où la forme des lignes de courant n'est pas modifiée.

La propriété se maintient même si l'on utilise les valeurs effectives pour l'intensité du courant et les valeurs moyennes pour la puissance. En effet si on élève (18) au carré et l'on fait la moyenne du résultat obtenu, pour une période et la moyenne pour une période de (17) on a:

$$I'^2 = \lambda^2 I^2$$

$$\lambda^2 P = P'$$

c'est-à-dire:

$$\frac{P'}{I'^2} = \frac{P}{I^2} = R \tag{20}$$

La dernière égalité explique la définition qu'on donne pour la resistance des milieux massifs parcours par un courant de conduction périodique.

BIBLIOGRAPHIE

1. Răduleț R., Timotin Al., Țugulea A., Introducerea parametrilor tranzitorii în studiul circuitelor electrice liniare avînd elemente nefiliformе și pierderi suplimentare. Studiu și cercetări de energie și electrotehnică Tom. 16, Nr. 4, p. 857–929, 1966.
2. Răduleț R., Timotin Al., Țugulea A., O teorie generală a parametrilor lineici tranzitorii ai liniilor electrice lungi și cu pierderi în prezența solului. Studiu și cercetări de energetică și electrotehnică. Ed. Acad. RSR Tom. 16, Nr. 3, p. 417–449, 1966.
3. De Sabata I., *Bazele electrotehnicii*. Litografia IPTVT, vol. I. 1972, p. 78 și 289.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

DISPOZITIV DE ÎNMULŢIRE 4×2 INTEGRAT *

DE

C. I. TOMA

1. **Introducere.** Se propune un dispozitiv de înmulţire 4×2 integrat, care poate fi folosit ca celulă de bază la realizarea unei structuri logice celulare pentru înmulţirea a două numere binare cu semn reprezentate în forme cu virgulă fixă şi complement faţă de doi.

Dispozitivul de înmulţire propus asigură atît viteză mare de operare cît şi posibilitate de extindere simplă a unei structuri logice celulare pentru operanzi cu număr de cifre binare oricît de mare.

2. **Algoritmul de înmulţire simultan cu două cifre binare ale înmulţitorului.** Pentru ca dispozitivul de înmulţire să prezinte viteză mare de operare se realizează înmulţirea simultană cu două cifre binare ale înmulţitorului, adică se aranjează locurile în aşa fel încît în timpul unei iteraţii să ia parte două cifre binare ale înmulţitorului. În această situaţie, prin adoptarea unui sistem de numeraţie redundant, grupul de multiplii ai deînmulţitului $\{0, 1, 2, 3\}$ poate fi înlocuit prin grupul $\{\bar{2}, \bar{1}, 0, 1, 2\}$. În acest fel, toţi multiplii deînmulţitului pot fi obţinuţi numai prin operaţii de deplasare şi complementare.

Tabelul 1

m_{i-1}	m_i	m_{i+1}	Cifra recodificată / Multiplu selectat m_i'
0	1	1	+2
0	1	0	+1
0	0	1	+1
0	0	0	0
1	1	1	0
1	1	0	−1
1	0	1	−1
1	0	0	−2

Algoritmul de recodificare al înmulţitorului (v. tabelul 1), care se foloseşte în acest articol, a fost propus de Wallace [2], şi cere inspectarea paralelă a trei cifre binare ale înmulţitorului şi anume : m_{i-1}, m_i, m_{i+1}, unde i este un număr impar, adică $i=n$, $n-2$, ..., 5, 3, 1. Cifra binară m_{n+1} este o cifră suplimentară la dreapta cifrei binare cea mai puţin semnificativă a înmulţitorului şi are valoarea zero.

În scopul obţinerii produsului înmulţim cifrele înmulţitorului recodificat, începînd cu cifra cea mai puţin semnificativă, cu cifrele deînmulţitului. Regulile pentru înmulţire aplicate fiecărei cifre m_i', unde i este un număr impar, se pot rezuma după cum urmează: 1) Dacă $m_{i_0}=\bar{m}_{i-1}\bar{m}_i\bar{m}_{i+1} \vee m_{i-1}\, m_i\, m_{i+1}=1$, adică $m_i'=0$, următorul produs parţial se obţine prin deplasarea vechiului produs parţial cu două cifre binare spre dreapta ; 2) Dacă $m_{i_1}=\bar{m}_{i-1}m_i\bar{m}_{i+1} \vee \bar{m}_{i-1}\bar{m}_i m_{i+1}=1$, adică $m_i'=1$, următorul produs parţial se obţine prin adunarea deînmulţitului M la vechiul produs parţial şi apoi deplasarea rezultatului cu două cifre binare spre dreapta ; 3) Dacă $m_{i\bar{1}}=m_{i-1}m_i\bar{m}_{i+1} \vee m_{i-1}\bar{m}_i m_{i+1}=1$, adică $m_i'=\bar{1}$, următorul produs parţial se obţine prin scăderea deînmulţitului M din vechiul produs parţial şi apoi deplasarea rezultatului cu două cifre binare spre dreapta ; 4) Dacă $m_{i_2}=\bar{m}_{i-1}m_i m_{i+1}=1$, adică $m_i'=2$, următorul produs parţial se obţine prin adunarea lui $2M$ la vechiul produs parţial şi apoi deplasarea rezultatului cu două cifre binare spre dreapta ; 5) Dacă $m_{i\bar{2}}=m_{i-1}\bar{m}_i\bar{m}_{i+1}=1$, adică $m_i'=\bar{2}$, următorul produs parţial se obţine prin scăderea lui $2M$ din vechiul produs parţial şi apoi deplasarea rezultatului cu două cifre binare spre dreapta ; 6) Nu se necesită nici o deplasare după îndeplinirea operaţiei iniţiate de cifra cea mai semnificatică a înmulţitorului recodificat.

---

* Rezultatele au fost prezentate sub forma unui raport în cadrul contractului de cercetare ştiinţifică încheiat între North Carolina State University, Raleigh şi Office of Computing Activities, National Science Foundation, U.S.A. [5]. Ele au fost, de asemenea, comunicate la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din Institutul politehnic „Traian Vuia" Timişoara la data de 17 iunie 1974.

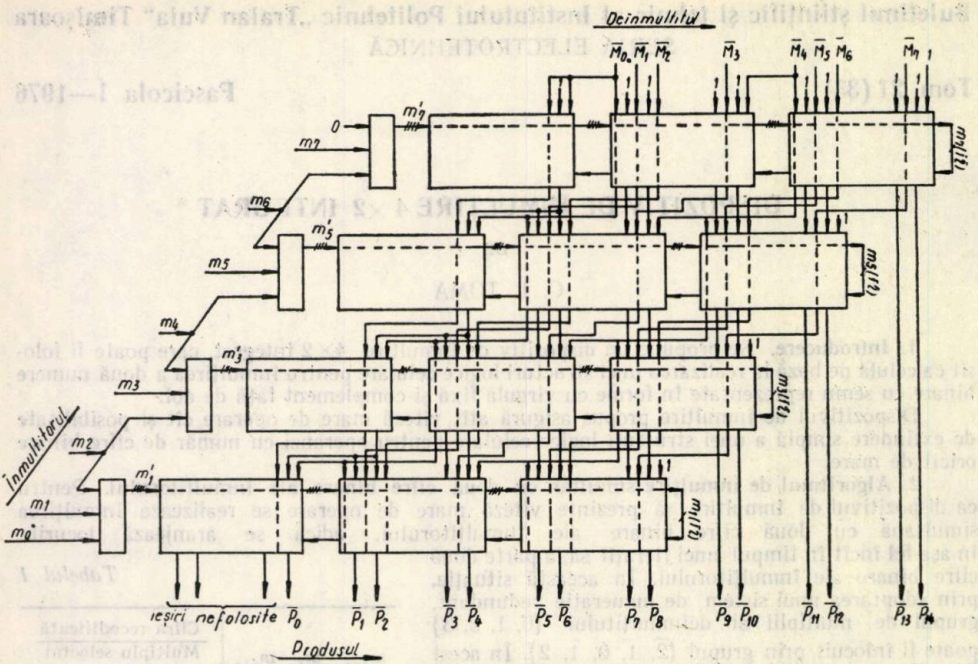


Fig. 1. Structură logică celulară pentru înmulțirea a două numere binare cu semn avînd fiecare 8 cifre.

3. **Structura logică celulară propusă pentru înmulțire.** Algoritmul de înmulțire simultan cu două cifre binare ale înmulțitorului este realizat de structura logică celulară din fig. 1, care folosește, ca celulă de bază, dispozitivul de înmulțire 4×2 integrat din fig. 2.

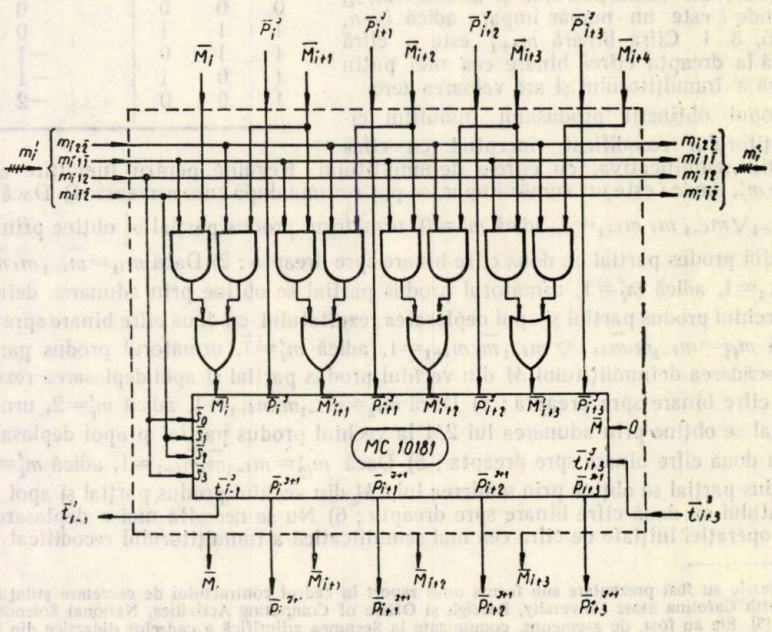


Fig. 2. Dispozitiv de înmulțire 4×2 integrat.

Dispozitivul de înmulțire 4×2 integrat poate fi comandat să efectueze trei operații aritmetice. Selectarea uneia din cele trei operații aritmetice se realizează prin aplicarea combinației binare adecvate la intrările $\overline{S}_0$, $\overline{S}_1$, $\overline{S}_2$, $\overline{S}_3$ ale circuitului integrat MC 10181 (care efectuează operații aritmetice asupra a două numere cu patru cifre binare fiecare [1]), după cum urmează :

1) Dacă $\overline{S}_0=\overline{S}_1=\overline{S}_2=\overline{S}_3=1$ iar intrarea $\overline{t}_{i+3}^{J}$ corespunzătoare cifrei binare cea mai puțin semnificativă (cmps) este „1", atunci se îndeplinește operația aritmetică $P_i^{J+1}=P_i^J+0$; 2) Dacă $\overline{S}_1=\overline{S}_2=1$ și $\overline{S}_0=\overline{S}_3=0$, iar intrarea $\overline{t}_{i+3}^{J}$ corespunzătoare cifrei binare cmps este „1", atunci se îndeplinește operația aritmetică $P_i^{J+1}=P_i^J+M'$; 3) Dacă $\overline{S}_0=\overline{S}_3=1$ și $\overline{S}_1=\overline{S}_2=0$, iar intrarea $\overline{t}_{i+3}^{J}$ corespunzătoare cifrei binare cmps este „1", atunci se îndeplinește operația aritmetică $P_i^{J+1}=P_i^J-M'-1$.

Selectarea uneia din cele trei operații aritmetice se realizează cu ajutorul intrărilor m_{i12} și $m_{i\bar{1}\bar{2}}$ ale dispozitivului de înmulțire, unde :

$$m_{i12}=\overline{S}_0=\overline{S}_3=m_{i-1}\vee\overline{m}_i\overline{m}_{i+1}\,;\qquad m_{i\bar{1}\bar{2}}=\overline{S}_1=\overline{S}_2=\overline{m}_{i-1}\vee m_i m_{i+1}\qquad(1)$$

Deoarece circuitul integrat MC 10181 este realizat cu circuite logice SAU-NU, el operează corect cînd la intrările lui se aplică complementul față de unu al operanzilor, în care caz rezultatul obținut la ieșirile lui este tot în forma complement față de unu. Structura logică a celulelor de bază are două intrări pentru aplicarea operanzilor ; o intrare la care se aduce produsul parțial $\overline{P}_i^J$ rezultat anterior și o intrare la care se aduce variabila binară $\overline{M}_i'$, unde :

$$\overline{M}_i'=m_{i\bar{1}\bar{1}}\cdot\overline{M}_i\vee m_{i\bar{2}\bar{2}}\cdot\overline{M}_{i+1}\qquad(2)$$

Intrările $m_{i\bar{1}\bar{1}}$ și $m_{i\bar{2}\bar{2}}$ ale dispozitivului de înmulțire se folosesc pentru a aplica la intrările circuitului integrat MC 10181 fie $\overline{M}_i$ fie $\overline{M}_{i+1}$, unde :

$$m_{i\bar{1}\bar{1}}=m_i\oplus m_{i+1}\,;\qquad m_{i\bar{2}\bar{2}}=m_i\odot m_{i+1}\qquad(3)$$

În cazul al treilea, prezentat mai sus, pentru ca circuitul integrat MC/10181 să realizeze operația aritmetică $P_i^{J+1}=P_i^J-M'$ în loc de $P_i^{J+1}=P_i^J-M'-1$, este necesar ca intrarea $\overline{t}_{i+3}^{J}$ corespunzătoare cifrei binare cea mai puțin semnificativă să fie „0" în loc de „1". În acest scop, este suficient ca $m_{i\bar{1}\bar{2}}$ să fie conectat și la intrarea $\overline{t}_{i+3}^{J}$ a celulei cea mai puțin semnificativă din rîndul respectiv.

În partea stîngă a structurii logice celulare din fig. 1 se obțin m_{i12}, $m_{i\bar{1}\bar{2}}$ $m_{i\bar{1}\bar{1}}$ și $m_{i\bar{2}\bar{2}}$ (adică m_i') ca funcții de m_{i-1}, m_i și m_{i+1}, conform cu funcțiile logice (1) și (3). Deoarece după recodificarea înmulțitorului multiplu selectat 2 sau $\overline{2}$ nu este urmat de același multiplu, precum și datorită faptului că există o cifră binară suplimentară în partea stîngă a fiecărui rînd, nu apare problema depășirii registrului. Cu toate acestea, apare problema alinierii cifrei binare pentru semn deoarece, în timpul deplasării, cifra binară pentru semn se deplasează împreună cu celelalte cifre binare. Alinierea corectă se obține prin adăugarea a două cifre înaintea cifrei binare pentru semn, avînd aceeași valoare cu cifra binară pentru semn.

Timpul de înmulțire depinde de timpul de propagare a informației prin circuitul integrat MC 10181 de la intrarea $\overline{P}_i^J$ la ieșirea $\overline{P}_{i+1}^J$, care este 7 ns, și de timpul de răspuns mediu al circuitelor logice cuplate prin emitor (ECL) folosite în celula de bază, care este 2 ns.

În aceste condiții, dispozitivul de înmulțire propus realizează înmulțirea a patru cifre binare prin două cifre binare în 14 ns. Pentru a realiza o structură logică celulară, care să efectueze înmulțirea a două numere binare cu semn avînd fiecare 32 cifre, este nevoie de 144 dispozitive de înmulțire 4×2 integrate, pentru care se folosesc 144 circuite integrate de tip MC 10181, 16 circuite logice SAU EXCLUSIV/SAU EXCLUSIV NEGAT și 608 porți ȘI-SAU. Timpul de înmulțire este de 179 ns.

4. **Concluzii.** Dispozitivul de înmulțire 4×2 integrat rezultă prin integrare la scară medie a structurii logice din fig. 2. Trebuie notat că, circuitul integrat de tip MC 10181 nu este necesar să participe cu întreaga sa complexitate, deoarece acest circuit integrat are posibilitatea de a realiza 16 operații logice și 16 operații aritmetice asupra a două numere cu patru cifre binare fiecare, în timp ce în dispozitivul de înmulțire propus se folosesc doar trei operații aritmetice.

În tabelul 2 se prezintă o comparație privitor la timpul de operare al dispozitivului de înmulțire integrat propus de autorul lucrării și cele fabricate de firmele Motorola Semiconductor Products Incorporated și Texas Instruments Incorporated. În același tabel sînt dați și timpul de operare în cazul structurilor logice celulare pentru înmulțirea a două numere binare realizate cu dispozitive de înmulțire integrate.

Tabelul 2

Structură logică celulară	4×2	4×4	8×8	16×16	32×32
Motorola Semiconductor Products Incorporated [3]	—	23 ns	56 ns		
Texas Instruments Incorporated [4]	—	40 ns	70 ns	103 ns	
Autorul articolului	14 ns	24 ns	46 ns	90 ns	179 ns

Din comparația prezentată în tabelul 2 se desprinde concluzia că dispozitivul de înmulțire integrat propus de autorul lucrării asigură obținerea unor structuri logice celulare pentru înmulțirea a două numere binare cu semn, care prezintă viteze de operare mai mari decît structurile logice celulare realizate cu dispozitivele de înmulțire integrate, construite la ora actuală de firmele Motorola și Texas Instruments.

BIBLIOGRAFIE

1. Motorola Semiconductor Products Inc., „MECL Integrated Circuits. Data Book", pp. 3–85÷3–88. 1972.
2. W a l l a c e, C. S., Suggested desing for a very fast multiplication, Dept. of Computer Sci, University of Illinois, Urbana, Rept. 133, February 11, 1963.
3. B a l p h, T., „High speed binary multiplication using the MC 10181", Application Note AN-566, Motorola Semiconductor Products Inc., 1972.
4. Texas Instruments Incorporated, „The TTL Data Book for Design Engineers", pp. 496–497, 1973.
5. T o m a, C. I., Cellular Logic Array for Multiplication of Signed Binary Numbers, Signal Processing Laboratory, Dept. of Electrical Engineering, North Carolina State University, Raleigh, U.S.A., Report No. 6., November 1973.

HIGH-SPEED 4×2 MULTIPLIER CHIP

(ABSTRACT)

A high-speed 4×2 multiplier chip is proposed, which can be used as basic cell to carry out a cellular logic array for multiplication of signed binary numbers.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

METODA DE OBŢINERE ŞI SELECTARE A PROGNOZELOR DE CONSUM CU AJUTORUL CALCULATOARELOR NUMERICE

DE

ST. KILYENI, B. LUŞTREA, O. CRIŞAN, A. BUTA

1. **Necesitatea elaborării prognozelor.** Elaborarea prognozelor de dezvoltare reprezintă prima etapă ce trebuie parcursă în cadrul activităţii decizionale cu obiective în viitor, în orice ramură economică. Obţinerea prognozelor reprezintă o activitate complexă care necesită un volum mare de calcule, analiza unui număr mare de variante, aprecierea calităţii rezultatului, etc. In cadrul lucrării se prezintă o metodă de determinare a prognozelor şi selectare a variantelor optime, cît şi programul de transpunere pe calculatorul FELIX C 256 a metodei prezentate.

2. **Metodologia utilizată. Funcţiile realizate de program.** La baza metodei propuse au stat următoarele considerente:

— un rezultat bun, cu grad ridicat de certitudine, se poate obţine numai în cazul cînd se prelucrează un număr mare de variante, din care se selectează cele cu rezultate identice sau apropiate,

— curbele de tendinţă simple descriu mai corect fenomenul de dezvoltare faţă de curbele mai complicate,

— exprimarea probabilistică a rezultatelor, cu un grad impus de certitudine, este mai corectă şi mai realistă decît exprimarea deterministă,

— ajustarea curbelor de tendinţă prin metoda celor mai mici patrate şi selectarea variantelor optime prin mai mulţi indici de calitate se impune cu necesitate.

Aceste considerente au stat la baza metodei de prognoză elaborată şi transpusă pe calculator. Pentru obţinerea prognozei s-a utilizat metoda directă globală (pentru consumul total) şi metoda directă analitică (utilizînd consumurile componente). Ordinograma de principiu a programului numit PROGW, utilizat pentru prognoza consumului de energie electrică, este prezentată în fig. 1.

Programul realizează următoarele funcţii:

a) prognoza consumului pentru un număr de NC componente (30—50) de consum, pentru o perioadă viitoare de 20 de ani,

b) pentru fiecare componentă de consum, efectuează prognoza considerînd diverse lungimi NR pentru perioadele trecute din care se consideră datele, numărul maxim al perioadelor trecute considerate fiind egal cu 15,

c) pentru o componentă de consum şi o lungime de perioadă trecută, ia în considerare 4 tipuri de curbe de tendinţă: liniară, patratică, cubică şi exponenţială,

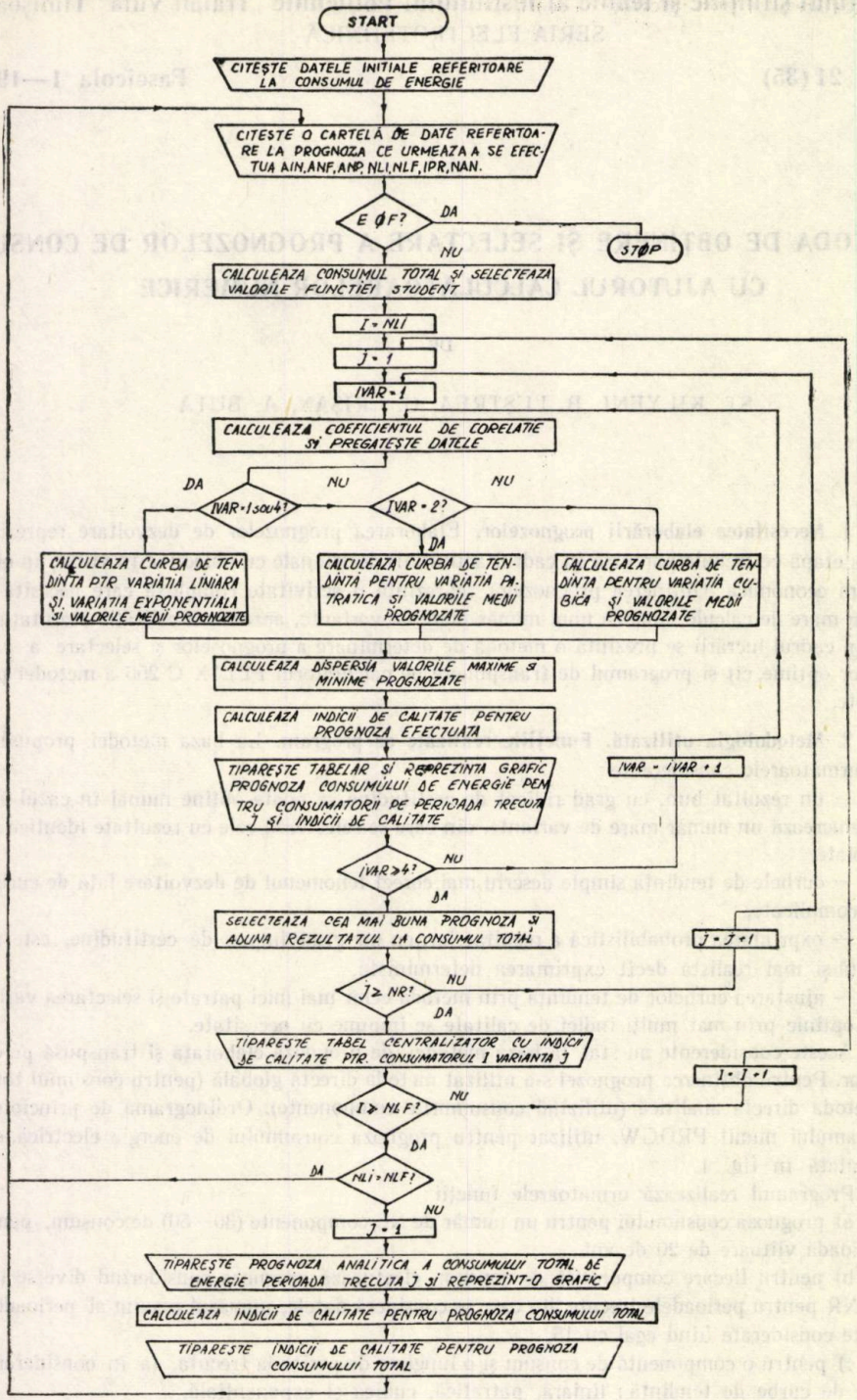

START
CITEȘTE DATELE INITIALE REFERITOARE LA CONSUMUL DE ENERGIE
CITEȘTE O CARTELĂ DE DATE REFERITOARE LA PROGNOZA CE URMEAZĂ A SE EFECTUA AIN, ANF, ANP, NLI, NLF, IPR, NAN.
E ∅F?
DA
NU
STOP
CALCULEAZĂ CONSUMUL TOTAL ȘI SELECTEAZĂ VALORILE FUNCȚIEI STUDENT
I = NLI
J = 1
IVAR = 1
CALCULEAZĂ COEFICIENTUL DE CORELAȚIE ȘI PREGĂTEȘTE DATELE
IVAR = 1 sau 4?
IVAR = 2?
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚĂ PTR VARIAȚIA LINIARĂ ȘI VARIAȚIA EXPONENȚIALĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚĂ PENTRU VARIAȚIA PARABOLICĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ CURBA DE TENDINȚĂ PENTRU VARIAȚIA CUBICĂ ȘI VALORILE MEDII PROGNOZATE
CALCULEAZĂ DISPERSIA VALORILE MAXIME ȘI MINIME PROGNOZATE
CALCULEAZĂ INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA EFECTUATĂ
TIPĂREȘTE TABELAR ȘI REPREZINTĂ GRAFIC PROGNOZA CONSUMULUI DE ENERGIE PENTRU CONSUMATORII DE PERIOADA TRECUTĂ J ȘI INDICII DE CALITATE
IVAR = IVAR + 1
IVAR ≥ 4?
SELECTEAZĂ CEA MAI BUNĂ PROGNOZĂ ȘI ADUNĂ REZULTATUL LA CONSUMUL TOTAL
J = J + 1
J ≥ NR?
TIPĂREȘTE TABEL CENTRALIZATOR CU INDICII DE CALITATE PTR. CONSUMATORUL I VARIANTA J
I = I + 1
I ≥ NLF?
NLI = NLF?
J = 1
TIPĂREȘTE PROGNOZA ANALITICĂ A CONSUMULUI TOTAL DE ENERGIE PERIOADA TRECUTĂ J ȘI REPREZINT-O GRAFIC
CALCULEAZĂ INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA CONSUMULUI TOTAL
TIPĂREȘTE INDICII DE CALITATE PENTRU PROGNOZA CONSUMULUI TOTAL

Fig. 1.

d) ajustează curbele de tendință (determină constantele din expresiile matematice) utilizînd metoda celor mai mici patrate,

e) pentru fiecare componentă, perioadă trecută și curbă de tendință calculează 5 indici de calitate pentru aprecierea prognozei ; coeficientul de corelație, raportul de corelație, media abaterilor ultimelor două puncte, media valorilor absolute a abaterilor, dispersia ultimelor trei puncte,

f) dintre variantele rezultate (4×NR), pentru fiecare componentă, se selectează varianta optimă de prognoză, pe baza unuia din cei 5 indici de calitate,

g) pentru fiecare perioadă trecută se efectuează prognoza consumului total, utilizînd metoda analitică,

h) determină prognoza directă a consumului total pentru cele NR perioade trecute și cele 4 tipuri de curbe de tendință.

În final, pentru fiecare componentă de consum, pentru consumul total și pentru fiecare perioadă trecută, se tipăresc : valorile trecute și prognozate ale consumurilor, pentru fiecare din cele 4 curbe de tendință ; valorile indicilor de calitate ; se trasează curbele de prognoză într-o exprimare probabilistică cu un grad de precizie impus.

3. **Caracteristicile programului.** Programul menționat, scris în limbajul FORTRAN IV, conține 452 instrucții, necesită utilizarea a 64 kocteți din memoria calculatorului FELIX C 256 și face apel la biblioteca matematică (discul OPALIN). Programul apelează la 2 subprograme, GRAPH și GATA. Pentru efectuarea prognozei consumului de energie electrică pentru cazul a 9 componente de consum și 3 perioade trecute, a fost necesar un timp de calcul de aproximativ 15 minute.

4. **Concluzii. Utilitatea programului.** Metoda și programul prezentat permit obținerea valorilor prognozate pentru diverse fenomene economice care implică existența unor componente de consum sau pentru fenomene simple de dezvoltare. Programul este conceput într-o formă concentrată, iar timpul de calcul pe calculator este relativ redus. Metoda și programul prezintă calitatea deosebită că permit obținerea unui număr mare de variante de prognoză, atît ca forme de curbe de tendință, cît și din punct de vedere al duratei trecute utilizate. De asemenea, exprimarea probabilistică a rezultatelor, tipărirea lor și reprezentarea grafică a curbelor, calcularea și tipărirea celor 5 indici de calitate, oferă o bază solidă pentru faza de analiză și apreciere a rezultatelor prognozei, fază ce constituie o etapă importantă în cadrul activității de prognoză în general. Aplicarea metodologiei amintite și a programului pentru prognoza consumului de energie electrică și putere de vîrf în zona deservită de un IRE, a demonstrat că rezultatele ce se pot obține sînt foarte bune.

MÉTHODE D'OBTENIR ET DE SÉLECTIONNER LES PROGNOSES DE CONSOMMATION À L'AIDE D'UN CALCULATEUR NUMÉRIQUE

(RÉSUMÉ)

Dans cet article on présente une méthode pour la détermination des prognoses et pour la sélection des meilleures variantes, à l'aide d'un calculateur numérique. La méthode y presentée a été appliquée avec les résultats les plus favorables, à la prognose de la consommation de l'energie électrique et de la puissance de crête dans la région déservie par un IRE.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

UNELE SCHEME ECHIVALENTE ALE GENERATORULUI HALL

DE

SILVIA DOBRE

Studiul comportării generatorului Hall în sarcină presupune cunoaşterea parametrilor cuadripolari şi anume: rezistenţa în gol corespunzătoare circuitului de comandă R_{10}, respectiv circuitului Hall R_{20}, precum şi rezistenţele de transfer în gol R_{21} şi R_{12}.

În lucrarea [3] s-au descompus rezistenţele de transfer în două componente R_a şi R_b astfel:

$$R_{12}=R_a+R_b\,; \qquad R_{21}=R_a-R_b \tag{1}$$

Separarea celor două componente din rezistenţele de transfer permite o mai bună analiză a comportării unei plăci Hall în funcţie de inducţia magnetică şi sensul acesteia. Pe baza descompunerii rezistenţelor de transfer în cele două componente, în această lucrare, se prezintă cîteva scheme echivalente ale generatorului Hall, care pot fi folosite în studiu.

Matricea impedanţă a generatorului Hall care reprezintă un caudripol nereciproc se poate descompune într-o sumă de două matrice astfel:

$$\|Z\| = \begin{Vmatrix} R_{10} & R_a+R_b \\ R_a-R_b & R_{20} \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} R_{10} & R_a+R_b \\ R_a+R_b & R_{20} \end{Vmatrix} + \begin{Vmatrix} 0 & 0 \\ -2R_b & 0 \end{Vmatrix} \tag{2}$$

În acest fel schema echivalentă a generatorului Hall se obţine din conectarea în serie a doi cuadripoli. Prima matrice din relaţia (2) corespunde unui cuadripol reciproc în T. Celei de a doua matrice îi corespunde o sursă avînd tensiunea electromotoare $2R_bI_1$. Se obţine astfel schema din fig. 1.

Matricea impedanţă se poate scrie şi în forma:

$$\|Z\| = \begin{Vmatrix} R_{10} & 0 \\ 0 & R_{20} \end{Vmatrix} + \begin{Vmatrix} 0 & R_a+R_b \\ R_a-R_b & 0 \end{Vmatrix} \tag{3}$$

Prima matrice din relaţia (3) corespunde unui cuadripol reciproc în T, iar cea de a doua matrice corespunde unui cuadripol la care tensiunea de intrare U_1' şi tensiunea de ieşire U_2' se obţin astfel:

$$\begin{Vmatrix} U_1' \\ U_2' \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} 0 & R_a+R_b \\ R_a-R_b & 0 \end{Vmatrix} \cdot \begin{Vmatrix} I_1 \\ I_2 \end{Vmatrix} = \begin{Vmatrix} (R_a+R_b)I_2 & 0 \\ (R_a-R_b)I_1 & 0 \end{Vmatrix} \tag{4}$$

Schema echivalentă care satisface relaţiile (3) şi (4) este redată în figura 2.

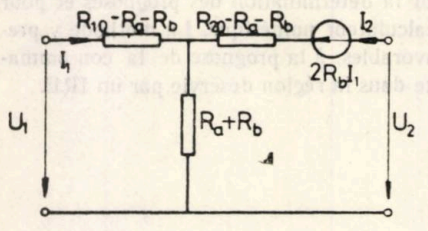


Fig. 1.

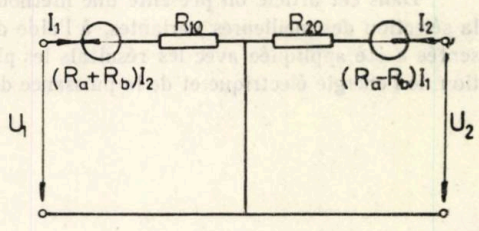


Fig. 2.

Matricea admitanță a generatorului Hall se poate descompune într-o sumă de două matrice astfel:

$$\| Y \| = \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} R_{20} & -R_a - R_b \\ -R_a + R_b & R_{10} \end{matrix} \right\| =$$

$$= \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} R_{20} & -R_a - R_b \\ -R_a - R_b & R_{10} \end{matrix} \right\| + \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} 0 & 0 \\ 2R_b & 0 \end{matrix} \right\| \tag{5}$$

în care:

$$|Z| = R_{10} \cdot R_{20} - R_a^2 + R_b^2 \tag{6}$$

Relația (5) exprimă faptul că schema echivalentă se obține din conectarea în paralel a doi cuadripoli. Prima matrice corespunde unui cuadripol reciproc în π, iar a doua matrice corespunde unei surse de curent conectată la bornele de ieșire și având curentul de scurtcircuit $I_k = 2R_b U_1 / |Z|$.

Schemele echivalenete corespunzătoare rel. (5) sînt reprezentate în fig. 3 în care:

$$Y_1 = \frac{R_{20} - R_a - R_b}{R_{10}R_{20} - R_a^2 + R_b^2}; \qquad Y_2 = \frac{R_a + R_b}{R_{10}R_{20} - R_a^2 + R_b^2};$$

$$Y_3 = \frac{R_{10} - R_a - R_b}{R_{10}R_{20} - R_a^2 + R_b^2}; \qquad Y_4 = \frac{2R_b}{R_{10}R_{20} - R_a^2 + R_b^2} \tag{7}$$

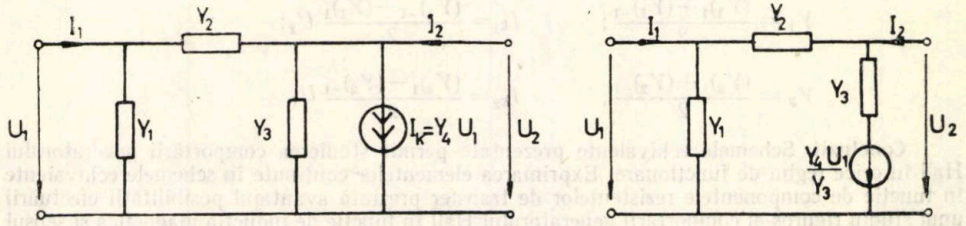


Fig. 3.

Matricea admitanță se descompune și în forma:

$$\|Y\| = \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} R_{20} & 0 \\ 0 & R_{10} \end{matrix} \right\| + \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} 0 & -R_a - R_b \\ R_b - R_a & 0 \end{matrix} \right\| \tag{8}$$

A doua matrice din relația (8) corespunde unui cuadripol la care curentul de intrare I_1' și curentul la ieșire I_2' se obțin din relația matriceală:

$$\left\| \begin{matrix} I_1' \\ I_2' \end{matrix} \right\| = \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} 0 & -R_a - R_b \\ R_b - R_a & 0 \end{matrix} \right\| \cdot \left\| \begin{matrix} U_1 \\ U_2 \end{matrix} \right\| = \frac{1}{|Z|} \left\| \begin{matrix} -(R_a + R_b)U_2 & 0 \\ (R_b - R_a)U_1 & 0 \end{matrix} \right\| \tag{9}$$

Rezultă astfel schemele echivalente reprezentate în fig. 4 în care:

$$Y_1 = \frac{R_{20}}{|Z|}; \qquad Y_3 = \frac{R_{10}}{|Z|}; \qquad I_{k1} = \frac{R_a + R_b}{|Z|} U_2; \qquad I_{k2} = \frac{R_b - R_a}{|Z|} U_1 \tag{10}$$

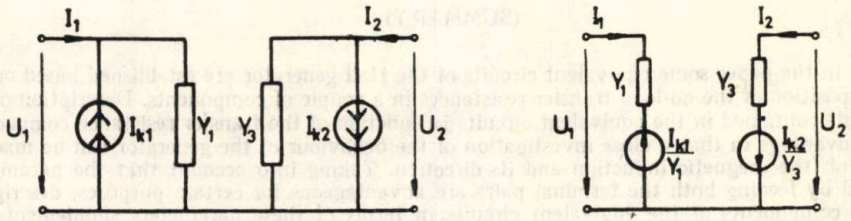


Fig. 4.

Admitanţele cuprinse în schemele echivalente din fig. 3 şi fig. 4 pot fi exprimate şi în funcţie de parametrii introduşi prin alimentarea pe la ambele perechi de borne [1], [2].

Dacă se notează;

$(Y_1)_1$, $(Y_2)_1$ — admitanţele echivalente la cele două capete cînd se alimentează cu tensiuni egale şi în fază;

$(Y_1)_{-1}$, $(Y_2)_{-1}$ — admitanţele echivalente la cele două perechi de borne cînd se alimentează cu tensiuni egale şi în opoziţie, pentru admitanţele cuprinse în fig. 3 se obţin expresiile:

$$Y_1 = (Y_1)_1; \qquad Y_2 = \frac{(Y_1)_{-1} - (Y_1)_1}{2};$$

$$Y_3 = \frac{(Y_2)_1 + (Y_2)_{-1}}{2} + \frac{(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}}{2};$$

$$Y_4 = \frac{(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}}{2} - \frac{(Y_1)_1 - (Y_1)_{-1}}{2}.$$

Pentru elementele cuprinse în schemele din fig. 4 rezultă:

$$Y_1 = \frac{(Y_1)_1 + (Y_1)_{-1}}{2}; \qquad I_{k_1} = \frac{(Y_1)_{-1} - (Y_1)_1}{2} U_2;$$

$$Y_3 = \frac{(Y_2)_1 + (Y_2)_{-1}}{2}; \qquad I_{k_2} = \frac{(Y_2)_1 - (Y_2)_{-1}}{2} U_1.$$

Concluzii. Schemele echivalente prezentate permit studierea comportării generatorului Hall în orice regim de funcţionare. Exprimarea elementelor conţinute în schemele echivalente în funcţie de componentele rezistenţelor de transfer prezintă avantajul posibilităţii efectuării unui studiu riguros al comportării generatorului Hall în funcţie de inducţia magnetică şi sensul acesteia. Ţinînd seama că parametrii definiţi prin alimentarea la ambele perechi de borne au unele avantaje în anumite scopuri, exprimarea elementelor componente ale schemelor echivalente funcţie de aceşti parametri completează posibilităţile de studiere a generatorului Hall.

BIBLIOGRAFIE

1. Şora Constantin, *Introducere în studiul generatorului Hall*, Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1969.
2. Şora C., *Cuadripolul electric*, Bucureşti, Editura tehnică, 1964.
3. Şora C., Dobre S. On transfer resistances of a Hall plate, Buletinul Inst. Politehnic Timişoara, Seria Electrotehnică, 2, 1974.

CONTRIBUTIONS TO SOME EQUIVALENT CIRCUITS OF THE HALL GENERATOR

(SUMMARY)

In the paper some equivalent circuits of the Hall generator are established based on the decomposition of the no-load transfer resistances in a couple of components. Description of the elements contained in the equivalent circuits in function of the transfer resistance components is of advantage in that a close investigation of the behaviour of the generator can be made in terms of the magnetic induction and its direction. Taking into account that the parameters defined by feeding both the terminal pairs are advantageous for certain purposes, description of the components of the equivalent circuits in terms of these parameters supplements the possibilities of investigation of the behaviour of the Hall generator.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tomul 21 (35) Fascicola 1—1976

CALCULUL REGISTRELOR DE DEPLASARE MONOTACT CU FERITE ŞI DIODE

DE

I. POPA

În vederea dimensionării registrelor de deplasare monotact cu ferite şi diode, în litera tură [1] se consideră cazul cel mai deformabil, în care pe toate miezurile este înscrisă cifra binară „1" (miezurile se află în starea de remanenţă magnetică $+B_r$). În acest caz condensatoarele din buclele de transfer (fig. 1) se încarcă cu o tensiune minimă, aceasta trebuind însă, să fie suficientă, pentru ca prin descărcarea condensatoarelor, după încetarea acţiunii impulsului de tact, să asigure readucerea miezurilor în starea $+B_r$ [2].

Lucrarea de faţă îşi propune să determine, în baza rezultatelor din [1], [2], [3], parametrii buclelor de transfer N_1, N_2, C, R din fig. 1, pentru miezuri de ferită şi diode date, calculîndu-se tensiunea de încărcare a condensatoarelor $u_c(\tau)$, timpii de comutare a miezurilor τ, şi durata τ_i şi amplitudinea i_T pentru impulsurile de tact, în condiţii de funcţionare stabilă a registrului [3].

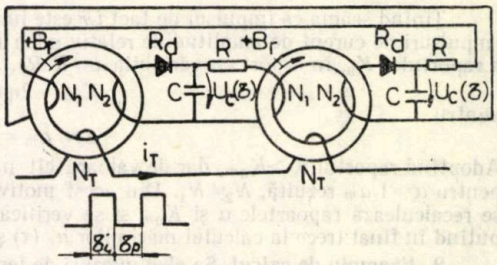


Fig. 1. Modelul de calcul pentru registrul de deplasare monotact cu ferite şi diode.

1. **Stabilirea valorilor optime pentru parametrii buclelor de transfer.** n [1] se deduc, timpul de comutare τ şi tensiunea de încărcare a condensatoarelor $u_c(\tau)$, la comutarea miezurilor din fig. 1, din „1" în „0" ,sub acţiunea impulsului de tact i_T :

$$\tau = \frac{S_W}{(-H^*)} + \frac{A2B_rN_2^2(\alpha\cdot R/R_d+1)^2}{(-H^*)\cdot l\cdot(R+R_d)} + \left[\frac{S_W}{2(-H^*)} + \frac{CRR_d}{R+R_d} + \right.$$

$$\left. + \frac{A2B_rN_2^2(\alpha R/R_d+1)^2}{2(-H^*)\cdot l\cdot(R+R_d)}\right]\left(\sqrt{1+\frac{Q}{P^2}}-1\right), \tag{1}$$

$$u_c(\tau) = \frac{P}{2RCN_2(1-\alpha)}\left(\sqrt{1+\frac{Q}{P^2}}-1\right), \tag{2}$$

unde s-au introdus notaţiile ;

$$P = 2(-H^*)\cdot l\cdot CRR_d + S_W\cdot l\cdot(R+R_d) + A2B_rN_2^2(\alpha R/R_d+1)^2 \tag{3}$$

$$Q = 16(-H^*)\cdot l\cdot A\cdot B_rCR^2N_2^2(1-\alpha)^2, \tag{4}$$

$$H^* = i_TN_T/l - H_0, \tag{5}$$

$$\alpha = N_1\cdot R_d/N_2R < 1. \tag{6}$$

În relaţiile de mai sus s-au utilizat parametrii torurilor de ferită după cum urmează : l — lungimea medie, A — secţiunea transversală, S_W în C/m — constanta de comutare [4], H_0 în A/m — cîmpul magnetic prag [4], B_r în T — inducţia remanentă.

În [2] se arată că la readucerea torurilor în starea „1", prin descărcarea condensatorului, timpul de comutare este

$$\tau_2 = S_W(\zeta-1)/2H_0, \tag{7}$$

în care ζ este un număr mai mare ca trei, ales convenabil [2].

Pentru ca relaţia (7) să fie valabilă, trebuiesc îndeplinite următoarele condiţii:

$$u_c(\tau) = \eta R \cdot l \cdot H_0 / N_1, \tag{8}$$

$$\eta = \zeta + 1, \tag{9}$$

$$N_1 = \sqrt{\eta(\zeta - 3)\frac{S_W \cdot l \cdot R}{8A \cdot B_r}}, \tag{10}$$

şi

$$RC = S_W / 2H_0. \tag{11}$$

Impunînd condiţia ca tensiunea $u_c(\tau)$ din (2) să satisfacă relaţia (8), rezultă o relaţie între parametrii buclei de transfer şi impulsul de tact, din care se calculează numărul de spire N_2 de forma

$$N_2 = \sqrt{\frac{S_W \cdot l \cdot R_d [2K + 2(1 + R/R_d) + \eta(1 - \alpha)\alpha]}{4AB_r \cdot [2K\alpha R(1-\alpha)/R_d \eta - (1 + \alpha R/R_d)^2]}}, \tag{12}$$

în care s-a introdus o notaţie nouă:

$$(-H^*)/H_0 = K \tag{13}$$

Relaţia (12) are sens, pentru raportul numeric:

$$K > \frac{(1 + \alpha R/R_d)^2}{2\alpha R(1-\alpha)/R_d} = K_0. \tag{14}$$

Ţinînd seama că impulsul de tact i_T este impus de relaţia $K > K_0$ şi că sursele furnizează impulsuri de curent de amplitudine relativ mică ($i_T \leqslant 1A$), din (14) se deduce valoarea minimă a raportului K_0, în raport cu variabila $a = R/R_d$, acest minim rezultînd în forma:

$$K_{0m} = 2\eta(1-\alpha), \tag{15}$$

pentru

$$a = a_m = 1/\alpha. \tag{16}$$

Adoptînd raportul $K > K_{0m}$, dar de valoare cît mai mică şi calculînd N_2 din (12) şi N_1 din (10) pentru $\alpha = 1/a_m$ rezultă, $N_2 \neq N_1$. Din acest motiv, cu N_1 şi N_2 calculate şi $a = a_m$ nemodificat, se recalculează rapoartele α şi K_{0m} şi se verifică dacă K ales îndeplineşte condiţia $K > K_{0m}$, putînd în final trece la calculul mărimilor $u_c(\tau)$ şi τ.

2. **Exemplu de calcul.** Se aleg miezuri de ferită cu $l = 0{,}785 \cdot 10^{-2}$m, $A = 0{,}6 \cdot 10^{-6}$ m^2, $B_r = 0{,}27$ T, $S_W = 60 \cdot 10^{-6}$C/m, $H_0 = 90$ A/m, diode cu $R_d = 4\Omega$ şi se adoptă $\zeta = 3{,}5$, $\alpha = 0{,}1$, pentru care K_{0m} acceptabil.

Se calculează $a_m = 1/\alpha = 10$, $R = a_m \cdot R_d = 40\Omega$, $K_{0m} = 10$ şi se adoptă $K = 11$, putînd astfel determina parametrii N_1, N_2 şi C cu relaţiile (10), (12) şi respectiv (11): $N_1 = 6$ spire, $N_2 = 28$ spire, $C = 8{,}35 \cdot 10^{-6}$F.

După recalcularea raportului $\alpha = N_1 R_d / N_2 R = 0{,}021$ şi $K_{0m} = 9$, rezultă $K_{0m} < 11$ şi din relaţiile (1), (2) şi (7) se deduc mărimile: $\tau = 1{,}58 \cdot 10^{-6}$s, $u_c(\tau) = 10{,}8$ V, $\tau_2 = 0{,}83$ s,

Se alege apoi durata impulsului de tact $\tau_i = \tau$, iar pauza între două impulsuri $\tau_p > \tau_2$, dată fiind aproximaţia cu care se determină timpul de comutare τ_2 [2].

Avînd toate aceste rezultate, proiectarea registrului se încheie cu verificarea stabilităţii în funcţionare propusă în [3].

BIBLIOGRAFIE

1. P o p a I. şi B o g o e v i c i N., Asupra parametrilor de comutare la registrele de deplasare cu ferite şi bucle de transfer necomandate. Electrotehnica, Bucureşti, 1972, nr. 4.
2. P o p a I., Contribuţii la studiul registrelor de deplasare monotact cu ferite. Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic Timişoara Tom 15(29) Fasc. 1 1970.
3. P o p a I., Studiul registrului de deplasare monotact cu ferite şi diode într-un caz particular. Buletinul ştiinţific şi tehnic al I.P.T., Tom. 15(30), Fasc. 1, 1971.
4. P o p a I. şi B o g o e v i c i N., Cu privire la calculul circuitelor electrice ce conţin miezuri magnetice cu ciclul de histerezis dreptunghiular excitate cu impulsuri de curent. Electrotehnica, Bucureşti, 1972, martie nr. 3.

BERECHNUNG VON EINTAKTSCHIEBEREGISTER MIT FERRITENKERNEN UND DIODEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Ausgehend von den lösungen der Differentialgleichungen welche den Verlauf der Informationsübertragung beschreiben wird in der Arbeit eine komplette Berechnung der Eintaktschieberegister mit Ferritkernen und Dioden gebracht.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

ASPECTE ALE COMPORTĂRII DIELECTRICE A CORPURILOR ANIZOTROPE

DE

E. POP

Multe din proprietăţile cristalelor se pot reprezenta prin tensori de rangul doi. Pentru a permite interpretări mai intuitive, se asociază frecvent acestor tensori suprafeţe, ale căror ecuaţii conţin drept coeficienţi elementele tensorului. Astfel tensorului simetric $\overline{\overline{S}}$, îi corespunde în sistemul de axe de coordonate x_1, x_2, x_3, cuadrica caracteristică de ecuaţie

$$S_{ij}\, x_i\, x_j = 1 \tag{1}$$

care, de cele mai multe ori, este un elipsoid.

Dacă tensorul $\overline{\overline{S}}$ leagă două mărimi vectoriale, după relaţia

$$\overline{A} = \overline{\overline{S}}\,\overline{B}$$

prin intensitatea proprietăţii S_B după direcţia lui $\overline{B}$ se înţelege raportul dintre componenta lui $\overline{A}$ după $\overline{B}$, A_B, şi valoarea lui $\overline{B}$ [1].

$$S_B = \frac{A_B}{B} = \frac{\overline{A}\cdot\overline{B}}{B^2} = \frac{A_i B_i}{B^2} = \frac{S_{ij} B_j B_i}{B^2} = S_{ij}\cos\theta_i\,\cos\theta_j, \tag{2}$$

unde cu θ_i s-a notat unghiul dintre direcţia lui $\overline{B}$ şi axa x_i. Valoarea S_B se poate obţine geometric din cuadrica caracteristică cu ajutorul razei vectoare r_B după direcţia lui $\overline{B}$. Din (1) şi (2) rezultă :

$$S_B = \frac{1}{r_B^2}$$

În literatură, [1], se mai prezintă unele suprafeţe în funcţie de inversele valorilor principale ale tensorului $\overline{\overline{S}}$. Există însă posibilitatea ca acestea să fie deduse într-un mod mai general plecînd de la proprietatea inversă reprezentată de tensorul $\overline{\overline{S}}^{-1}$, care leagă cei doi vectori $\overline{A}$ şi $\overline{B}$ după relaţia

$$\overline{B} = \overline{\overline{S}}^{-1}\cdot\overline{A}.$$

Prin analogie, intensitatea proprietăţii S_A^{-1} după direcţia lui $\overline{A}$, este

$$S_A^{-1} = \frac{B_A}{A} = \frac{\overline{A}\cdot\overline{B}}{A^2} = S_{ij}^{-1}\cos\theta_i'\cos\theta_j', \tag{3}$$

Evident, grafic, această valoare se poate obţine cu ajutorul suprafeţei caracteristice

$$S_{ij}^{-1}\cdot x_i x_j = 1, \tag{4}$$

Este de subliniat faptul că în cele două cazuri considerate θ_i şi θ_j diferă de θ_i' şi θ_j', cu excepţia direcţiilor care corespund axelor principale ale tensorilor $\overline{\overline{S}}$ şi $\overline{\overline{S}}^{-1}$, pentru care după cum se ştie $\overline{A}$ şi $\overline{B}$ sînt coliniari. În general dacă unghiul dintre $\overline{A}$ şi $\overline{B}$ se notează cu α atunci

$$S_B\cdot S_A^{-1} = \frac{\overline{A}\cdot\overline{B}}{B^2}\cdot\frac{\overline{A}\cdot\overline{B}}{A^2} = \cos^2\alpha.$$

Generalizînd modul în care se defineşte elipsoidul mărimii, se poate introduce suprafaţa

$$\left(S_{ij}^{-1}\right)^2 x_i x_j = 1, \tag{5}$$

care are proprietatea evidentă că semiaxele sale sînt egale cu valorile principale ale tensorului $\overline{\overline{S}}$.

Aplicînd considerațiile de mai sus la studiul comportării dielectrice a unor corpuri anizotrope se obțin:

a) elipsoidul lui Fresnel

$$\varepsilon_{ij} x_i x_j = 1 \tag{1'}$$

și de aici valoarea permitivității dielectrice după o direcție dată a cîmpului electric $\overline{E}$,

$$\varepsilon_E = \varepsilon_{ij} \cos\theta_i \cos\theta_j. \tag{2'}$$

b) indexelipsoidul,

$$\varepsilon_0 \varepsilon_{ij}^{-1} x_i x_j = 1 \tag{4'}$$

și valoarea proprietății $\varepsilon_0 \varepsilon^{-1}$ după direcția lui $\overline{D}$

$$\varepsilon_0 \varepsilon_D^{-1} = \varepsilon_0 \varepsilon_{ij}^{-1} \cos\theta_i' \cos\theta_j', \tag{3'}$$

Se știe că ducînd un plan, prin originea sistemului de coordonate al indexelipsoidului, perpendicular pe vectorul de undă al oscilațiilor, elipsa rezultată are semiaxele orientate după cele două direcții ale lui $\overline{D}$, lungimile lor fiind egale cu indicii de refracție corespunzători, adică

$$r_D = n$$

sau ținînd cont de (4')

$$n^2 = \frac{1}{\varepsilon_0 \varepsilon_{ij}^{-1} \cos\theta_i' \cos\theta_j'}.$$

Dacă similar cu relația lui Maxwell pentru medii izotrope $\varepsilon = \varepsilon_0 n^2$, se scrie

$$\varepsilon_D' = \varepsilon_0 n^2$$

rezultă

$$\varepsilon_D' = \frac{1}{\varepsilon_{ij}^{-1} \cos\theta_i' \cos\theta_j'}. \tag{6}$$

Ținînd cont de relația (3') rezultă că

$$\varepsilon_D' = \frac{1}{\varepsilon_D^{-1}}.$$

Este cu totul evident că cele două valori ale lui ε date de relațiile (2') și (6) nu-s identice. Dimensional și ε_D' este o permitivitate însă reprezintă raportul dintre valoarea absolută a lui $\overline{D}$ și componenta lui $\overline{E}$ după direcția lui $\overline{D}$.

Fiecare din aceste valori ale permitivității dielectrice are o semnificație fizică și intervine în unele fenomene. Astfel dacă se analizează expresia capacității unui condensator plan [2] se observă că în ea apare ε_E, după cum viteza de undă s-a văzut că este determinată de ε_D', în schimb în viteza razei intervine din nou ε_E.

c) elipsoidul permitivității dielectrice

$$(\varepsilon_{ij}^{-1})^2 x_i x_j = 1 \tag{5'}$$

la care după cum s-a mai precizat numai semiaxele reprezintă valoarea permitivității după direcțiile respective.

În concluzie introducerea tensorului invers $\overline{\overline{S}}^{-1}$ s-a dovedit a fi utilă pentru geneza unor suprafețe, asociate pînă acum numai tensorului care reprezintă proprietatea directă S, permițînd generalizarea datelor cunoscute pînă acum din literatură.

BIBLIOGRAFIE

1. J. F. Nye, *Propriétés physiques des cristaux.* Dunod, Paris 1961.
2. W. Smythe, *Static and Dynamic Electricity* (trad. l. rusă), Moscova 1954.
3. M. Born, E. Wolf, *Principles of Optics.* Pergamon Press New York 1965 ed. III.

SUR L'INTERPRETATION DES PROPRIÉTÉS DIÉLECTRIQUES DES CORPS ANISOTROPES

(RÉSUMÉ)

Les propriétés des corps anisotropes, qui sont des grandeurs tenseurielles de rang deux, sont souvent étudiées à l'aide des surfaces associées. En utilisant le tenseur de la propriété nverse $\overline{\overline{S}}^{-1}$ l'auteur a obtenu la définition plus générale de toutes cettes surfaces.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

APLICAREA METODEI ELEMENTELOR FINITE LA STUDIUL CONCENTRATORILOR DE TENSIUNE ÎN CÎTEVA ÎMBINĂRI SUDATE

DE

I. APPELTAUER, E. CUTEANU, DANIELA GERNER, I. MUNTEANU

1. După lărgirea programului prezentat în [1], la totalul de 250 elemente finite şi 200 de noduri, cu maximum 24 de noduri într-o partiţie, s-a abordat studiul concentrării tensiunilor în îmbinările sudate modelate prin formele de referinţă din figura 1. Împărţirea acestora din urmă în elemente finite triunghiulare s-a făcut în concordanţă cu spectrul de scurgere a forţelor interioare, îndesînd elementele finite în dreptul concentratorilor de formă (indicaţi în fig. 1). Pentru probleme relativ simple, apropiate de cazurile teoretice tratate în literatura de specialitate, acest spectru se poate cunoaşte pe baza studiilor clasice ; pentru probleme mai complexe, el se poate determina prin încercări fotoelastice calitative. Concomitent s-a avut în vedere limita superioară impusă de program prin numărul maxim de noduri dintr-o partiţie, ştiind că — evident — nici un element finit nu poate fi tăiat prin două linii de demarcaţie între partiţiile succesive (fig. 2 din [1]) (fig. 2).

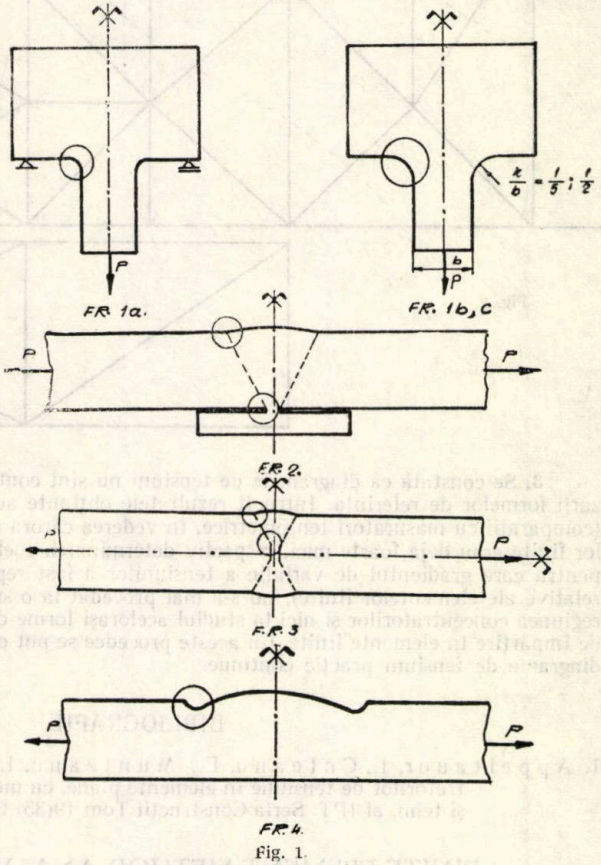


Fig. 1.

Se menţionează că atît numerotarea nodurilor, cît şi cea a elementelor finite depinde de modul de partiţionare a formei de referinţă, avînd o influenţă anumită şi asupra timpului de rulare a programului

2. Calculatorul electronic listează cele trei tensiuni σ_x, σ_y şi τ_{xy} care definesc starea de tensiune uniformă din fiecare element finit, precum şi tensiunile principale σ_1 şi σ_2, împreună cu unghiul de definire a direcţiilor principale. Pentru verificarea calculului s-a comparat efortul de întindere din secţiuni transversale alese arbitrar, cu forţa exterioară de întindere centrică introdusă în piesa propriu-zisă. Diferenţele procentuale dintre cele două forţe au fost în general sub 1%. Efortul de întindere s-a calculat cu tensiunea aferentă a fiecărui element finit tăiat de secţiunea aleasă, considerată pe lăţimea tăiată a elementului finit respectiv. Diagramele de tensiuni s-au obţinut prin reprezentarea tensiunilor aferente elementelor finite tăiate de secţiunea transversală semnificativă. Pentru exemplificare se redau în figura 3, diagramele de tensiune ale formelor de referinţă 1 *a*, *b*, *c*, pentru a putea urmări şi efectul a trei concentratori de formă ascuţiţi diferit (fig. 1).

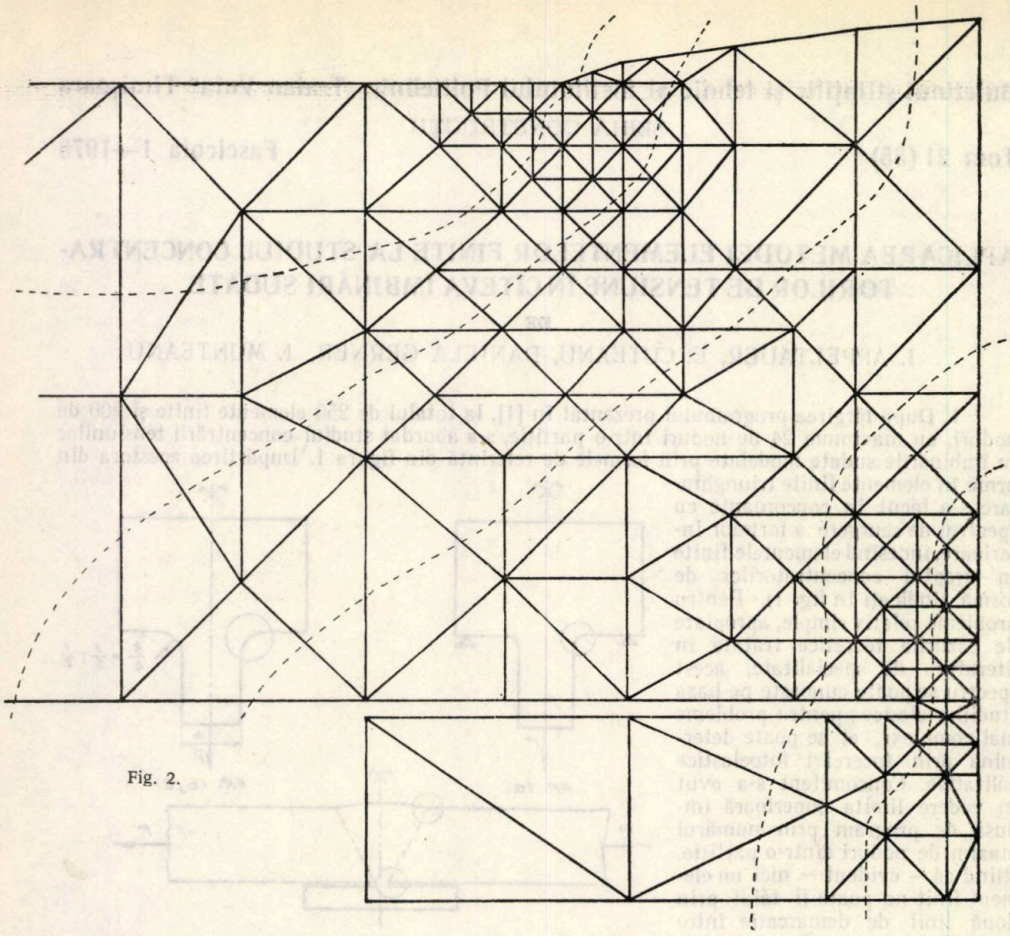


Fig. 2.

3. Se constată că diagramele de tensiuni nu sînt continue, drept o consecinţă a discretizării formelor de referinţă. Întrucît rezultatele obţinute au satisfăcut scopul practic urmărit, (comparaţii cu măsurători tensometrice, în vederea cărora dimensiunile absolute ale elementelor finite erau deja foarte mici, respectiv determinarea coeficientului de concentraţie, operaţie pentru care gradientul de variaţie a tensiunilor a fost reprodus satisfăcător de dimensiunile relative ale elementelor finite), nu s-a mai procedat la o subîmpărţire mai fină a zonelor din regiunea concentratorilor şi nici la studiul aceloraşi forme de referinţă prin mai multe variante de împărţire în elemente finite. Cu aceste procedee se pot obţine prin combinarea rezultatelor, diagrame de tensiuni practic continue.

BIBLIOGRAFIE

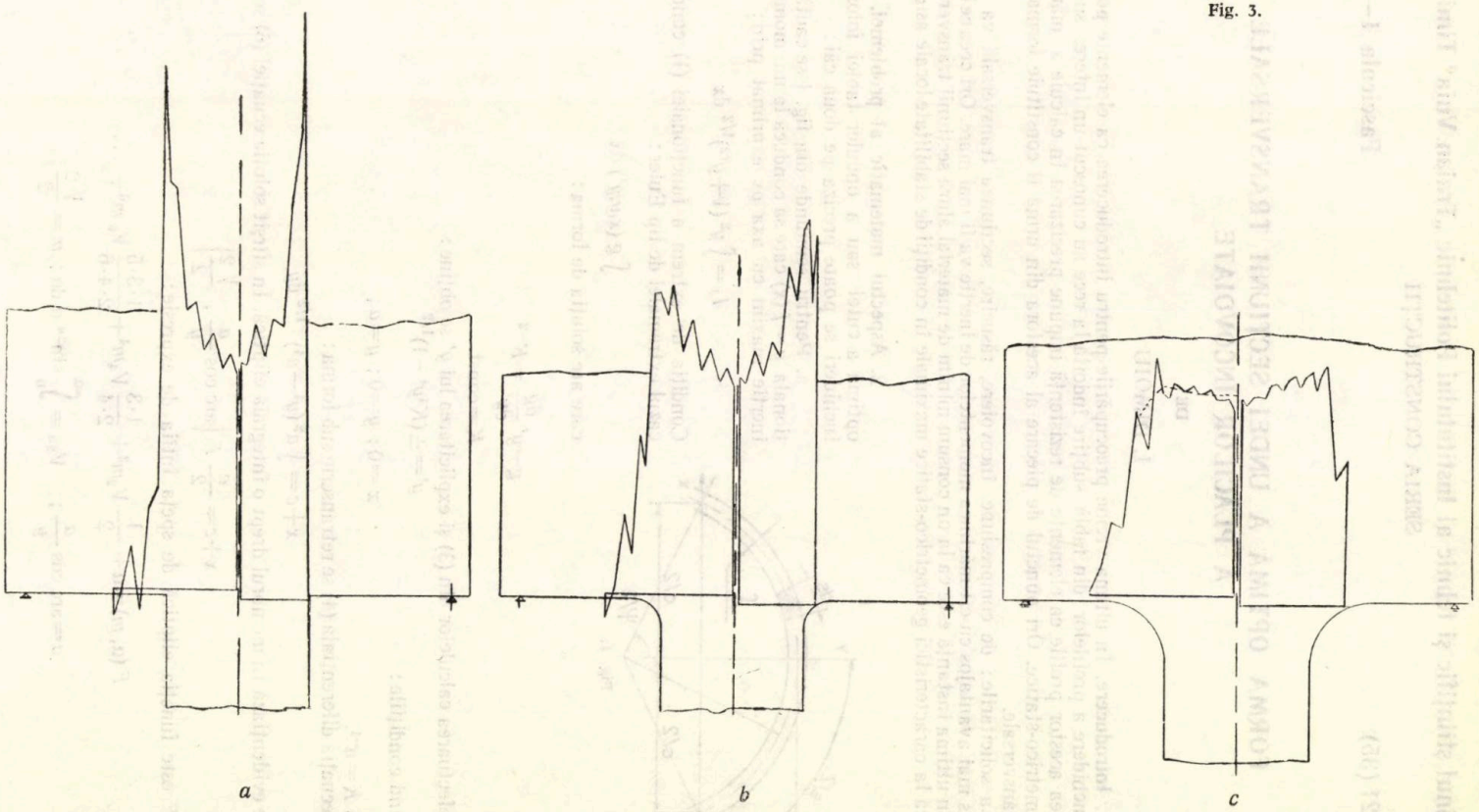
1. Appeltauer, I., Cuteanu, E., Munteanu, I., Stănescu, C., Studiul concentratorilor de tensiune în elemente plane, cu metoda elementelor finite. Bul. ştiinţ. şi tehn. al IPT. Seria Construcţii Tom 19(33) fasc. 2/1974, p. 139.

FINITE ELEMENT METHOD ANALYSIS OF TENSION CONCENTRATION IN SOME WELDED CONNECTIONS

(SUMMARY)

The paper discusses practical finite element method results in the analysis of tension concentration of some welded connections, following the division topology, check of computer results and interpretation of tension diagrams.

Fig. 3.



Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

FORMA OPTIMĂ A UNDEI SECŢIUNII TRANSVERSALE A PLĂCILOR ÎNCOVOIATE

DE

I. DIMOIU

1. **Introducere.** În ultima vreme preocupările pentru introducerea ca elemente portante şi de închidere a profilelor din tablă subţire îndoită la rece au cunoscut un interes susţinut. Folosirea acestor profile ca elemente de rezistenţă impune precizarea în calcule a mărimilor lor geometrico-statice. Ori punctul de plecare al acestora din urmă îl constituie forma secţiunii transversale.

La solicitările: de compresiune, încovoiere, răsucire, secţiunea transversală va da un răspuns mai avantajos cu cît mărimea momentelor de inerţie va fi mai mare. Ori ceea ce interesează în ultima instanţă este ca la un consum minim de material alura secţiunii transversale să conducă la caracteristici geometrico-statice maximale în condiţii de stabilitate locale asigurate.

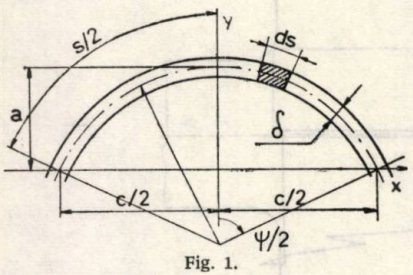


Fig. 1.

2. **Aspectul matematic al problemei.** Alura optimă a cutei sau a ondulei tablei folosite la închideri se poate preciza pe două căi:

a. Pentru semiunde din fig. 1 se caută funcţionala $y=f(x)$ care să conducă la un moment de inerţie maxim cu axa ox exprimat prin:

$$I_x=\int y^2(1+y'^2)^{1/2}\,dx \tag{1}$$

Condiţia de extrem a funcţionalei (1) conduce la cazul extremalei de tip Euler:

$$\int g(x,y,y')\,dx \tag{2}$$

care are soluţia de forma:

$$g-y'\frac{\partial g}{\partial y'}=K^{-2} \tag{3}$$

$K=$const.

După efectuarea calculelor din (3) şi explicitarea lui y' se obţine:

$$y'=\pm(K^4y^4-1)^{1/2} \tag{4}$$

şi punînd condiţiile:

$$x=0;\ y=0;\ y=a; \tag{5}$$

rezultă $K=a^{-1}$.

Astfel ecuaţia diferenţială (4) se retranscrie sub forma:

$$x+c=\int a^2(y^4-a^4)^{-1/2}\,dy \tag{6}$$

ceea ce evidenţiază în membrul drept o integrală eliptică. În sfîrşit soluţia ecuaţiei (6) se scrie:

$$x+c=\frac{a}{2}F\left(\arccos\frac{a}{y},\ \frac{\sqrt{2}}{2}\right) \tag{7}$$

unde F este funcţia eliptică de speţa întîia de expresie:

$$F(\alpha,m)=\alpha+\frac{1}{2}V_2m^2+\frac{1\cdot3}{2\cdot4}V_4m^4+\frac{1\cdot3\cdot5}{2\cdot4\cdot6}V_6m^6+\ldots \tag{8}$$

$$\alpha=\arccos\frac{a}{y};\quad V_{2n}=\int_0^{\alpha}\sin^{2n}\alpha\,d\alpha;\quad m=\frac{\sqrt{2}}{2}; \tag{9}$$

Utilizarea în practica proiectării a relației (8) este anevoioasă ceea ce face calculul pe această cale neindicat.

b. Alt mod de abordare a problemei constă în a propune pentru semiunda din fig. 1 funcții de tipul: cerc, parabolă, sinus, arcsinus, etc. pentru care se calculează caracteristica geometrică necesară. Apoi se selectează tipul de undă optim în baza criteriului consumului de material minim.

3. **Forma optimă a semiundei în stadiul elastic lucrînd la încovoiere.** Se acceptă ipotezele: material elastic, omogen și izotrop; diagrama tensiunilor din încovoiere este liniar simetrică în raport cu axa neutră; grosimea foii este constantă.

Pe exemplul arcului de cerc fig. 1 de ecuație:

$$y = R\left(\cos\theta - \cos\frac{\psi}{2}\right) \tag{10}$$

$$I_x = \int y^2 dA = \int_{R-\delta/2}^{R+\delta/2} r^3\,dr \int_{-\psi/2}^{\psi/2} \left(\cos\theta - \cos\frac{\psi}{2}\right)^2 d\theta = \frac{R^3\delta}{4}(2\psi + \psi\cos\psi - 3\sin\psi) \tag{11}$$

Dacă se alege ca parametru

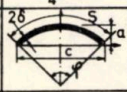
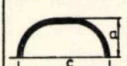
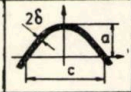
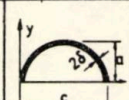
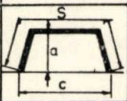
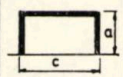
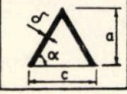
$$\varphi = \frac{c}{a} = 2\,\mathrm{ctg}\,\frac{\psi}{4} \tag{12}$$

expresia momentului de inerție devine:

$$I_x/\delta a^3 = \frac{3}{2}\frac{\varphi}{2} + \frac{3}{2}\left(\frac{\varphi}{2}\right)^5 + \left[\frac{3}{2}\left(\frac{\varphi}{2}\right)^6 + \left(\frac{\varphi}{2}\right)^4 + \frac{1}{2}\left(\frac{\varphi}{2}\right)^2 + 1\right] \mathrm{arc\ tg}\,\frac{2}{\varphi} \tag{13}$$

Procedînd analog pentru alte forme de semiunde se obțin momentele de inerție din tabelul 1.

Tabelul 1

Nr crt.	Forma cutei sau a semiundei	Ecuație matematică	Configurație	Expresia momentului de inerție I_x	Parametrii ecuației
1	2	3	4	5	6
1	arc de cerc	$X = r\sin\varphi$ $Y = r(\cos\varphi - \cos\psi_0)$		$\delta r^3(2\varphi + \varphi\cos\varphi - 3\sin\varphi)$	$\varphi = s/r =$ $= \frac{1}{4}$ arc tg $\frac{c}{2a}$
2	arc de elipsă	$y = a\left[1 - \frac{4x^2}{c^2}\right]^{1/2}$		$\frac{\pi\delta a^3}{8}(2 + 3\varphi)$	$\varphi = c/a$ $K = \sqrt{1 - \frac{4}{\varphi^2}}$
3	arc de parabolă	$y = a\left(1 - 4\frac{x^2}{c^2}\right)$		$\frac{32\delta a^3}{105}\left[3\varphi + 2\left(1 + \frac{\varphi^2}{16}\right)^{1/2}\right]$	$\varphi = \frac{c}{a}$
4	sinusoidă	$y = a\sin\frac{\pi x}{c}$		$\frac{\theta\delta a^3}{9\pi}\left[3\varphi + 2\left(1 + \frac{\varphi^2}{\pi^2}\right)^{1/2}\right]$	$\varphi = \frac{c}{a}$ $K = \left[1 + \left(\frac{\varphi}{\pi}\right)^2\right]^{-1/2}$ $E(K) = \int_0^{\pi/2}\left[\frac{1 - Kt^2}{1 + Kt^2}\right]^{1/2} dt$ $t = y/a$
5	cută trapezoidală			$\frac{4\delta a^3}{3}\left(\frac{3\varphi}{2} - \frac{3\cos\alpha - 1}{\sin\alpha}\right)$	$\varphi = \frac{c}{a}$ $\alpha = 2\,\mathrm{arc\,tg}\,\frac{s-c}{2a}$
6	cută dreptunghiulară			$\frac{2\delta a^3}{3}(3\varphi + 2)$	$\varphi = c/a$
7	cută triunghiulară			$\frac{4\delta a^3}{3\sin\alpha}$	$\varphi = c/a$ $\alpha = \mathrm{arc\,ctg}\,\frac{\varphi}{2}$

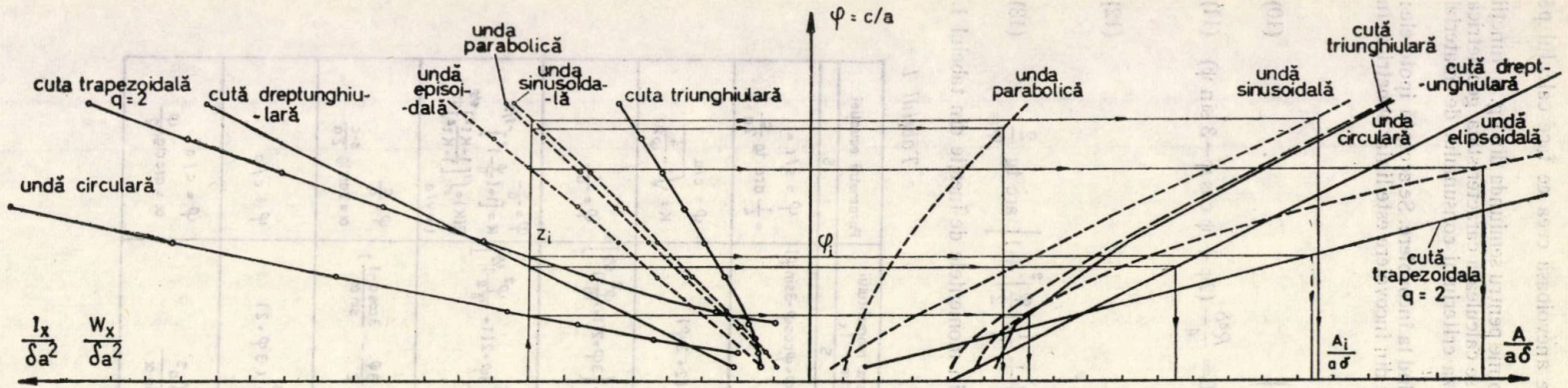


Fig. 2. Variaţia momentului de inerţie, a modulului de rezistenţă şi a ariei secţiunii transversale pentru diferite forme de unde în stadiul elastic.

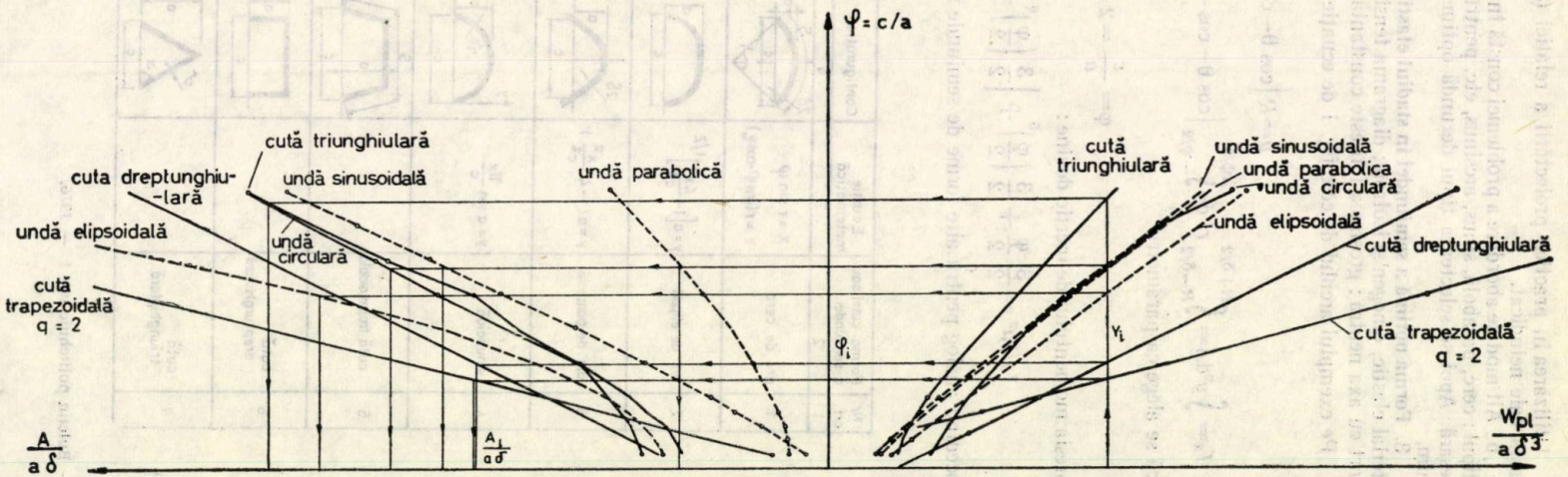


Fig. 3. Variaţia modulului de rezistenţă şi a ariei secţiunii transversale pentru diferite forme de unde în stadiul plastic.

Întrucît expresiile momentelor de inerție sînt funcții monoton-crescătoare de parametru φ nu admit extreme. Compararea directă a curbelor din fig. 2 permite precizarea semiundei mai avantajoase.

Pentru cazurile de semiunde examinate în tabelul 2 se dau expresiile ariilor funcție de același parametru φ. Fig. 2 reprezintă variația ariei și a momentului de inerție funcție de

Tabelul 2

Nr. crt.	Forma semiundei sau a cutei	Expresia ariei A
1	arc de cerc	$\delta a\,(4+\varphi^2)\,\operatorname{arc\,tg}\dfrac{2}{\varphi}$
2	arc de elipsă	$\approx 2\pi a\delta\left[0{,}75+\left(\dfrac{\varphi}{4}\right)^2\right]$
3	arc de parabolă	$a\delta\left[\left(1+\dfrac{\varphi^2}{16}\right)^{1/2}+\dfrac{\varphi^2}{16}\ln\left[\dfrac{4}{\varphi}+2\left(1+\dfrac{16}{\varphi^2}\right)^{1/2}\right]\right]$
4	sinusoidă	$0{,}5\,a\delta\varphi\left(4-\dfrac{\pi^2}{\pi^2+\varphi^2}\right)$
5	cută trapezoidală	$2a\delta q\varphi$
6	cută dreptunghiulară	$2a\delta\,(2+\varphi)$
7	cută triunghiulară	$4a\delta\left(1+\dfrac{\varphi^2}{4}\right)^{1/2}$
8	valorile pentru φ	0,4 ; 0,8 ; 1,2 ; 1,6 ; 2 ; 3 ; 4 ; 5 ; 6 ; 7 ; 8

același parametru. Dacă din calcule se enunță pretenția $I_x^0/\delta a^3$ pentru momentul de inerție ori $W_x^0/\delta a^2$ pentru modulul de rezistență se trasează pe diagramă, verticala corespunzătoare care intersectează curbele în diferite puncte Z_i. La aceste puncte corespund abcisele φ_i care corespund la diferite valori de arii (în sensul săgeților)

Concluziile rezultate din fig. 2 sînt imediate:

— în domeniul elastic este mai avantajoasă unda circulară față de cea dreptunghiulară ori trapezoidală.

— ondulele de forma sinusoidală, elipsoidală, triunghiulară, conduc la valori mici ale caracteristicilor discutate — cuta dreptunghiulară și cea trapezoidală se dovedește una mai avantajoasă decît cealaltă funcție de raportul dimensiunilor.

— Cuta triunghiulară înregistrează cele mai mici valori pentru mărimile discutate I_x, W_x

4. **Forma optimă a semiundei în stadiul plastic.** Cînd într-o secțiune materialul atinge limita de curgere sub solicitarea de încovoiere, interesează modulul de rezistență plastic Wpl. Pentru fig. 1

$$Wpl = \int y^2\,dA + \int dA \tag{14}$$

Se consideră întreaga secțiune plastificată și se caută care este unda (cuta) care conduce la cel mai bun Wpl în aceleași condiții de solicitare. Efectuînd calculele pentru fiecare caz în parte și exprimînd Wpl funcție de același parametru φ se găsesc expresiile din tabelul 3.

În fig. 3 s-a reprezentat grafic variația ariei secțiunii transversale și a modulului de rezistență plastic funcție de φ. Pentru un $W_{pl}^0/\delta a^2$ cerut de calculul de dimensionare în sensul parcurs de săgeți se găsesc ariile diferitelor unde prin intermediul lui φ.

Tabelul 3

Nr. crt.	Forma semiundei sau a cutei	Expresia modulului de rezistență plastic *Wpl*
1	arc de cerc	$\frac{1}{8}\delta a^2\left[2\varphi-(\varphi^2-4)\operatorname{arc\,tg}\frac{2}{\varphi}\right]$
2	arc de elipsă	$\frac{4}{3}\delta a^2(1+\varphi)$
3	arc de parabolă	$\frac{16}{15}\delta a^2\left[\varphi+\left(1+\frac{\varphi^2}{16}\right)^{1/2}\right]$
4	sinusoidă	$\delta a^2\left[\varphi+\left(1+\frac{\varphi^2}{\pi^2}\right)^{1/2}\right]$
5	cută trapezoidală	$2\delta a^2\left[\varphi+\frac{3}{4}\varphi(q-1)-\frac{1}{\varphi(q-1)}\right]$
6	cută dreptunghiulară	$2\delta a^2(1+\varphi)$
7	cută triunghiulară	$2\delta a^2\left(1+\frac{\varphi^2}{4}\right)^{1/2}$
8	valorile pentru φ	0,4; 0,8; 1,2; 1,6; 2; 3; 4; 5; 6; 7; 8

În domeniul plastic cuta dreptunghiulară conduce la *Wpl* cerut în condiții de arie minimă, urmează cuta trapezoidală, sinusoidală, circulară etc.

5 **Concluzii.** Folosirea cutelor dreptunghiulare și trapezoidale se recomandă în domeniul încovoierii elastice și al încovoierii plastice.

La supozițiile optime ale condiției de rezistență-rigiditate enunțate mai sus se adaugă cele de manoperă redusă care însoțește obținerea acestor profile cît și cele de fixare și întreținere.

Întrucît calitatea materialului nu intervine în discuție, considerentele de mai sus pot fi aplicate și altor materiale ca: azbociment, mase plastice.

BIBLIOGRAFIE

1. A. M. Kuznețov, *Optimalnie parametri volnistih svodov. Novie metodi rasciota stroitelnih construcții* — Stroizdat 1968.

THE BAST SIZE WAVE OF ACROSS SECTION BENDING PLATES

(SUMMARY)

The general question of finding the best size wave for covering materials which leads to maximum values of the sectional magnitudes is presented in this paper.

The work shows a comparative study of the construction materials with the different waves: circle, ellipse, parabole, sine curve and so on. The best value of the resistance moment or the best value of the moment of inertia for the same bending at the minimum material consumption is looked for too.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

CALCULUL MĂRIMII DESCHIDERII FISURILOR LA ELEMENTELE DE BETON PRECOMPRIMAT DE CATEGORIA 2-A ŞI A 3-A DE FISURABILITATE CU CONSIDERAREA LUCRULUI ZONEI ÎNTINSE A BETONULUI DE DEASUPRA FISURILOR

DE

I. FILIMON, I. DEUTSCH, S. PĂIUŞ, A. TOMA

1. **Probleme generale.** Elementele de beton precomprimat armate numai cu toroane nu pot funcţiona în stadiul de exploatare fisurate datorită unor posibilităţi accentuate de coroziune a armăturii. Se poate accepta fisurarea lor numai în condiţiile unor limitări ale deschiderii fisurilor foarte stricte de ordinul a 0,05 mm sau eventual ceva mai mari însă aceasta numai la încărcări temporare, după încetarea cărora să se închidă fisura. Deci se pune problema în aceste condiţii de a evolua prin calcul mărimea deschiderii fisurilor prin care să se stabilească unele restricţii asupra condiţiilor de verificare a eforturilor unitare din armăturile pretensionate şi a betonului.

Desigur o soluţie mai favorabilă din punct de vedere tehnico-economic se poate obţine prin folosirea în aceste cazuri pe lîngă armătura pretensionată (armătura activă) şi a unor armături obişnuite nepretensionate (armături pasive) care să îmbunătăţească procesul de fisurare. În lucrarea de faţă se va prezenta primul caz urmînd ca al doilea caz să prezinte obiectul unei alte lucrări.

2. **Calculul eforturilor unitare şi deformaţiilor în elementele de beton precomprimat fisurate.** 2.1. *Determinarea eforturilor unitare în armătura întinsă şi betonul comprimat în stadiul II* Se consideră o secţiune de beton precomprimată de formă I în stadiul II luînd în considerare şi lucrul zonei întinse a betonului de deasupra fisurilor (fig. 1).

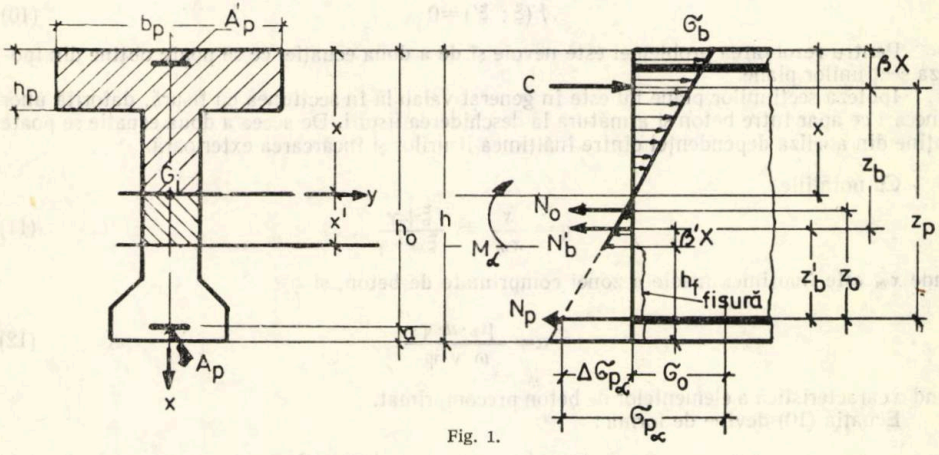


Fig. 1.

Din ecuaţia de momente scrisă în raport cu rezultanta compresiunilor din zona comprimată (N'_b şi N'_p) rezultă creşterea efortului unitar de la valoarea σ_0 corespunzătoare efortului unitar de calcul din precomprimare la valoarea σ_{p_α} corespunzătoare efortului unitar în stadiul II :

$$\Delta\sigma_{p_\alpha} = \frac{M_\alpha - N_0 (Z_p - z_0) - N'_b \cdot z_b}{A_p \cdot z_p} \qquad (1)$$

$$z_p = h_0 - \frac{1}{3} x \qquad (2)$$

Iar valoarea efortului unitar în beton σ_b rezultă dintr-o ecuație de momente în raport cu rezultanta N_p.

$$\sigma_b = \frac{M_z}{\omega \cdot b \cdot h_0 (\xi + \gamma) z_p} \tag{3}$$

unde:

$$M_z = M_\alpha + N'_b z'_b + N_0 z_0 \quad (4) \qquad N'_b = \omega' \cdot b \cdot x' \cdot \sigma'_b \quad (5) \qquad \xi = \frac{x}{h_0}; \qquad \xi' = \frac{x'}{h_0} \quad (6a \text{ și } b)$$

pentru cazul dublei armări:

$$\gamma = \frac{(b_p - b)h_p + \frac{n}{\nu} A'_p}{bh_0} \tag{7}$$

$$z'_b = [(1-\xi) - \xi'(1-\beta')]h_0 = \zeta' h_0 ; \; z_b = \left[\frac{(1-0{,}5b_p)\gamma + \xi^2(1-\beta)}{\gamma + \xi} + \xi'(1-\beta')\right] h_0 = \zeta h_0 \quad (8a \text{ și } b)$$

în care se poate lua pentru ν următoarele valori:

— pentru acțiunea încărcărilor de scurtă durată $\nu = 0{,}5$; — pentru acțiunea încărcărilor de lungă durată $\nu = 0{,}15$.

Pentru coeficienții β și β' se admite valoarea 1/3 la o variație liniară a eforturilor unitare.

ω respectiv ω' reprezintă coeficientul de plinătate a diagramei eforturilor din zona comprimată respectiv zona întinsă deasupra fisurii (pentru o variație liniară are valoarea 1/2).

M_α este valoarea solicitării exterioare la treapta de încărcare corespunzătoare deschiderii fisurilor de mărime α_f.

2.2. *Determinarea înălțimii zonei comprimate* (ξ) *și a zonei întinse de beton deasupra fisurii* (ξ'). Din condițiile de echilibru static se obțin 2 ecuații cu nouă mărimi necunoscute: $\Delta\sigma_p$; σ'_b; ξ; ξ'; ω; ω'; β; β' și ν.

Dacă se aleg valorile lui: ω; ω'; β; β'; ν și $\sigma'_b = R_t$ adică 6 mărimi, se va obține 2 ecuații cu 3 necunoscute, de forma:

$$f_1(\xi; \xi'; \Delta\sigma_p) = 0; \quad f_2(\xi; \xi'; \Delta\sigma_p) = 0 \tag{9a și b}$$

Eliminînd din aceste două ecuații pe $\Delta\sigma_p$, obținem o singură ecuație cu două necunoscute:

$$f(\xi; \xi') = 0 \tag{10}$$

Pentru rezolvarea problemei este nevoie și de a doua ecuație, ce se poate obține din ipoteza secțiunilor plane.

Ipoteza secțiunilor plane nu este în general valabilă în secțiunea cu fisură, datorită unor lunecări ce apar între beton și armătură la deschiderea fisurii. De aceea a doua ecuație se poate obține din analiza dependenței dintre înălțimea fisurilor și încărcarea exterioară.

Cu notațiile:

$$\varphi = \frac{x}{x_m} = \frac{\xi + \gamma}{\xi_m + \gamma} \tag{11}$$

unde x_m este înălțimea medie a zonei comprimate de beton, și

$$\alpha = \frac{\mu_p \cdot n \cdot \psi_b}{\omega \cdot \nu \cdot \psi} \tag{12}$$

fiind o caracteristică a elementelor de beton precomprimat.

Ecuația (10) devine de forma:

$$\xi^3 \frac{\beta h_0}{e_1} + \xi^2 \left(1 - \frac{h_0}{e_1}\right) + \xi \left[\alpha + \gamma - \frac{\gamma h_0 (1 - 0{,}5\, b_p)}{e_1}\right] - \alpha \cdot \varphi = 0 \tag{13}$$

în care s-a notat:

$$e_1 = \frac{M_z}{N} = \frac{\omega' R_t \, \xi' \, bh_0^2 [1 - \xi - \xi'(1-\beta')] + N_0 z_0 + M_\alpha}{\omega' R_t \, \xi' bh_0 + N_0} \tag{14}$$

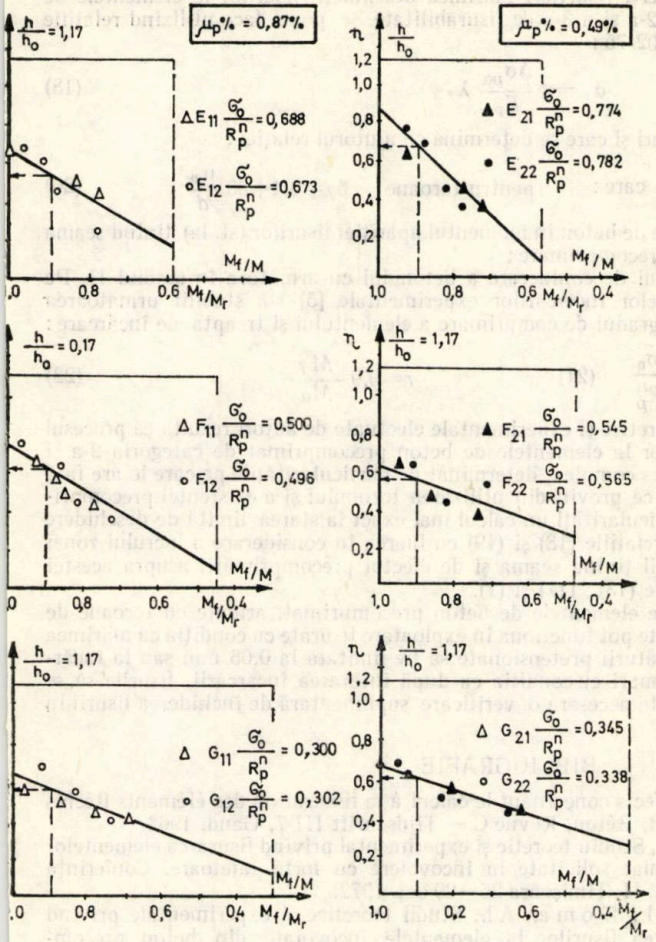


Fig. 2.

unde :

$$N = N_0 + N_b' \qquad (15)$$

$$N_b' = \omega' \cdot b \cdot x' \cdot R_t \qquad (16)$$

În calculul poziției axei neutre se poate lua raportul :

$$\frac{\psi_b}{\psi} \cong 1 \quad \left(\text{unde } \psi_b = \frac{\varepsilon_{bm}}{\varepsilon_b} \text{ și } \psi = \frac{\varepsilon_{pm}}{\varepsilon_p}\right)$$

Se poate observa că ecuația (13) conține două necunoscute ξ și ξ', pentru rezolvarea căreia — așa cum s-a arătat — este necesară o lege experimentală între înălțimea fisurii și încărcare, întrucît atît ξ și ξ' depinde de treapta de încărcare.

Această lege experimentală este de forma :

$$\xi + \xi' = \frac{h - h_f}{h_0} = \eta \qquad (17)$$

unde h_f este înălțimea fisurii la treapta corespunzătoare de încărcare.

Pe baza încercărilor experimentale efectuate de autori s-a

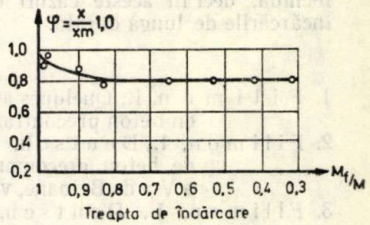


Fig. 3.

determinat variația raportului $\frac{h - h_f}{h_0}$ în funcție de treapta de încărcare M_f/M pentru elementele de beton precomprimat cu diferite procente de armare și grade de precomprimare (fig. 2).

Prin cunoașterea variației valorii lui η se ridică nedeterminarea din ecuația (14) și poate fi calculată ξ și ξ'.

Din măsurătorile încercărilor experimentale a fost determinată și variația mărimii lui $\varphi = \xi/\xi_m$ în funcție de treapta de încărcare (fig. 3).

Din figura 3 se observă că φ variază între limitele 0,98 și 0,8 cu creșterea treptei de încărcare. Deci pentru treapta de încărcare corespunzătoare unei lățimi admisibile a deschiderii fisurii de 0,05 mm se poate accepta pentru $\varphi = 0{,}95$.

Produsul $\omega \cdot \nu$ variază între 0,5 și 0,35 în funcție de treapta de încărcare. Pentru treapta de încărcare corespunzătoare unei deschideri a fisurilor de 0,05 mm la încărcarea de scurtă durată se poate accepta 0,5.

Cu ajutorul valorilor lui ξ dată de sistemul de ecuațiile (13) și (17) se poate determina valoarea lui $\Delta\sigma_p$ care ține seama în cazul elementelor de beton precomprimat de conlucrarea zonei întinse a betonului de deasupra fisurilor și de zona întinsă dintre fisuri.

3. **Calculul mărimii deschiderii fisurilor.** Mărimea deschiderii fisurilor la elementele de beton precomprimat de categoria 2-a şi a 3-a de fisurabilitate se poate face utilizînd relaţiile de calcul prevăzute în STAS 10102/75:

$$a_f = \psi \frac{\Delta\sigma_{pa}}{E_p} \lambda_f \tag{18}$$

în care: λ_f este distanţa dintre fisuri şi care se determină cu ajutorul relaţiei:

$$\lambda_f = \beta_f \cdot \frac{A_{bt}}{u} \tag{19}$$

în care: pentru toroane: $\beta_f = 0{,}4 + 30\frac{\mu_p}{d}$ (20)

A_{bt} este aria zonei întinse de beton în momentul apariţiei fisurilor (st. Ia) ţinînd seama de efectul forţei de precomprimare;

ψ — valoarea coeficientului de conlucrare a betonului cu armătura în stadiul II. Pe baza prelucrării datelor încercărilor experimentale [5] s-a stabilit următoarea relaţie în funcţie de gradul de comprimare a elementului şi treapta de încărcare:

$$\psi = 1 - r\frac{\bar{\sigma}_0}{R_p^n} \tag{21}$$

$$r = 0{,}9\frac{M_f}{M_\alpha} \tag{22}$$

4. **Concluzii.** Din studiile teoretice şi experimentale efectuate de autori rezultă că procesul de apariţie şi dezvoltare a fisurilor la elementele de beton precomprimat de categoria 2-a şi a 3-a de fisurabilitate este un proces complex, determinat de particularităţile pe care le are faţă de elementele de beton armat, şi ce provin din utilizarea toronului şi a existenţei precomprimării. Ţinînd seama de aceste particularităţi un calcul mai exact la starea limită de deschidere a fisurilor se poate face utilizînd relaţiile (18) şi (19) cu luarea în considerare a lucrului zonei întinse a betonului deasupra fisurii ţinînd seama şi de efectul precomprimării asupra acestei zone, fenomene cuprinse în relaţiile (13); (17) şi (1).

Din condiţiile de durabilitate elementele de beton precomprimat, armate cu toroane de categoria 2-a şi a 3-a de fisurabilitate pot funcţiona în exploatare fisurate cu condiţia ca mărimea deschiderii fisurilor la nivelul armăturii pretensionate să fie limitată la 0,05 mm sau la încărcări temporare la deschideri mai mari cu condiţia ca după încetarea încărcării, fisurile să se închidă, deci în aceste cazuri este necesară o verificare suplimentară de închiderea fisurii la încărcările de lungă durată.

BIBLIOGRAFIE

1. F i l i m o n, I., Quelques aspects concernant le calcul à la fissuration des éléments fléchis en béton précontraint, Béton, Revue C — Tijdschrift III-7, Gand, 1964.
2. F i l i m o n, I., D e u t s c h, I., Studiu teoretic şi experimental privind fisurarea elementelor de beton precomprimat solicitate la încovoiere cu forţă tăietoare, Conferinţa a V-a de Betoane, vol. II, Timişoara 26—29 oct. 1972.
3. F i l i m o n, I., D e u t s c h, I., T o m a, Al., Studii teoretice şi experimentale privind apariţia şi dezvoltarea fisurilor la elementele încovoiate din beton precomprimat solicitate la încărcări statice şi dinamice. Buletinul ştiinţific şi Tehnic al I.P.T., Seria Construţii, Tom 19(33), fascicola 1/1974.
4. N e m i r o v s c h i, M., *Issledovanie naproijenno — deformirovannogo sostoiania jelezobetonnih elementov Sucietom raboti rastisnutogo betona nad trescinamii peresmotri na etoi osnove teorii rasciota deformaţii i raskritia trescin.* Stroizdat Moskva 1968.
5. * * *, Influenţa tipului şi distribuţiei armăturii pretensionate asupra rezistenţei la fisurare a elementelor din beton precomprimat. Faza IV-a „Concluzii finale şi recomandări de proiectare". Referat I.P.T. 1972.
6. * * *, STAS 10102/75 Construcţii de beton, beton armat şi beton precomprimat. Principii şi metode de calcul şi alcătuire a elementelor. CNST Institutul Român pentru Standardizare — 1975.

BERECHNUNG DER RISSWEITE FÜR SPANNBETONBAUTEILE DER RISSKATEGORIEN 2 UND 3, UNTER BERÜCKSICHTIGUNG DER BETONZUGZONE OBERHALB DER RIESSE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit enthält die Ergebnisse theoretischer und experimenteller Untersuchungen zur Berechnung der Rissweite und der Stahlspannung im Stadium II, wobei die Betonzugzone oberhalt der Risse berücksichtigt wird. Es werden Formeln zur Berechnung der Rissweite und des Rissabstandes bei Spannbetonelementen der Risskategorien 2 und 3 angegeben.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII
Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

PRECIZAREA CONDIŢIILOR TEHNICE ŞI PARTICULARIZAREA RELAŢIILOR DE CALCUL ÎN PERIOADA INIŢIALĂ A FILTRĂRII RAPIDE

DE

I. MIREL

1. **Domeniile caracteristice ciclului de filtrare rapidă. Definiţii.** Analizînd rezultatele obţinute pe instalaţii de laborator sau pe filtre uzinale, prin prisma repartiţiei cantitative a suspensiilor reţinute de mediul filtrant [1], [2], [3], [5], se constată, în prima parte a desfăşurării ciclului de filtrare o reducere treptată a turbidităţii efluentului pînă la o valoare constantă sau aproape constantă, după care turbiditatea acestuia începe să crească depăşind la un moment dat limita de calitate impusă de normele tehnice. În fig. 1 sînt reprezentate funcţiile de separare pentru două alternative distincte; una caracteristică situaţiei optime de filtrare iar cea de a doua cazului celui mai general.

Pe baza notaţiilor din fig. 1 se delimitează şi se definesc stadiile caracteristice ciclului de filtrare rapidă după cum urmează:

— Stadiul I sau perioada iniţială de reţinere se defineşte ca fiind intervalul de timp necesar filtrului de a reduce concentraţia efluentului de la valoarea iniţială C_0 la C_{min}. Acest stadiu este alcătuit din duratele t_0 şi t_1 necesare reducerii concentraţiei efluentului de la C_0 la

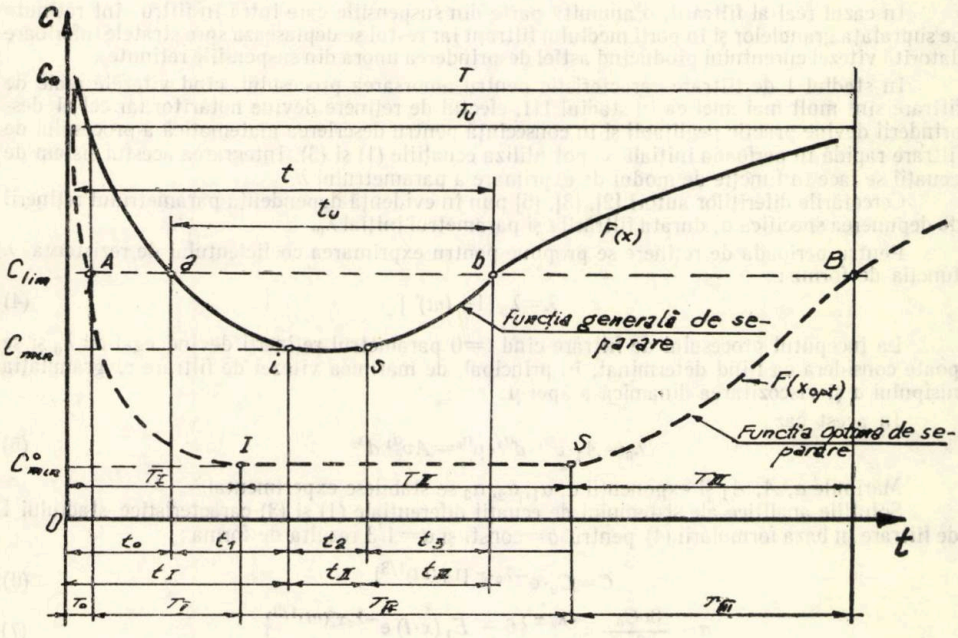


Fig. 1. Modificările în timp ale concentraţiilor în mediul filtrant.

C_{lim} și respectiv de la C_{lim} la C_{min}. În mod obișnuit în exploatarea unităților de filtrare, efluentul obținut imediat după încheierea operațiunii de spălare, corespunzător duratei t_0, fiind de proastă calitate, se evacuează în rețeaua de canal.

— Stadiul II sau perioada de regim se definește ca fiind perioada de timp în care concentrația efluentului se menține constantă sau aproape constantă ($C=C_{min}$) și corespunde timpului t_2 pe funcția generală de separare. În practica de exploatare a unităților de filtrare durata acestui stadiu este cuprinsă între 12 și 48 ore.

— Stadiul III sau perioada de colmatare se definește ca fiind intervalul de timp în care concentrația efluentului crește de la C_{min} la C_{lim} și corespunde timpului t_3 la sfîrșitul căruia filtrul se scoate din funcțiune pentru a fi spălat.

Avînd în vedere faptul că cercetările dezvoltate pînă în prezent reflectă în cea mai mare parte comportarea procesului de filtrare în stadiile II și III, în cadrul prezentei lucrări se studiază stadiul I de filtrare, stadiu necesar pentru maturizarea procesului de limpezire și în același timp determinant pentru desfășurarea în continuare a procesului de separare.

2. **Ecuațiile generale ale filtrării rapide în perioada inițială de reținere.** Gradientul reținerii impurităților în mediul filtrant după cercetările lui T. Iwasaki [1] este proporțional cu concentrația impurităților din efluent după cum urmează :

$$\frac{\partial C}{\partial x} = -\lambda \cdot C \tag{1}$$

sau

$$\ln \frac{C}{C_0} = -\lambda \cdot x \tag{2}$$

în care : C, C_0 sînt concentrațiile particulelor în suspensie din efluent respectiv din apa brută, în mg/dm^3 ; X este adîncimea la care se găsește stratul filtrant, în dm ; λ este coeficientul de rezistență al stratului filtrant sau parametrul filtrării, în dm^{-1}.

Considerînd masa filtrantă de secțiune unitară și aplicînd legea bilantului masic se obține relația :

$$-\frac{\partial C}{\partial x} = \frac{1}{v}\frac{\partial \sigma}{\partial t} \tag{3}$$

în care : σ este depunerea specifică definită ca fiind suspensia reținută pe unitatea de volum a mediului filtrant, în mg/dm^3 ; v este viteza aparentă de filtrare.

În cazul real al filtrării, o anumită parte din suspensiile care intră în filtru sînt reținute pe suprafața granulelor și în porii mediului filtrant iar restul se deplasează spre stratele inferioare datorită vitezei curentului producînd astfel desprinderea unora din suspensiile reținute.

În stadiul I de filtrare caracteristic pentru amorsarea procesului, cînd vitezele reale de filtrare sînt mult mai mici ca în stadiul III, efectul de reținere devine hotărîtor iar cel al desprinderii devine practic neglijabil și în consecință pentru descrierea matematică a procesului de filtrare rapidă în perioada inițială se pot utiliza ecuațiile (1) și (3). Integrarea acestui sistem de ecuații se face în funcție de modul de exprimare a parametrului λ.

Cercetările diferiților autori [2], [3], [5] pun în evidență dependența parametrului reținerii de depunerea specifică σ, durata filtrării t și parametrul inițial λ_0.

Pentru perioada de reținere se propune pentru exprimarea coeficientului de rezistență λ funcția de forma :

$$\lambda = \lambda_0 [1 + (at)^{\alpha}] \tag{4}$$

La începutul procesului de filtrare cînd $t=0$ parametrul reținerii devine egal cu λ_0 și se poate considera ca fiind determinat, în principal, de mărimea vitezei de filtrare v, granulația nisipului d și vîscozitarea dinamică a apei μ.

În acest caz :

$$\lambda_0 = A_1 \cdot v^{\alpha_1} \cdot d^{\alpha_2} \cdot \mu^{\alpha_3} = A v^{\alpha_1} d^{\alpha_2} \tag{5}$$

Mărimile a, A, A_1 și exponenții α, α_1, α_2, α_3 se stabilesc experimental.

Soluțiile analitice ale sistemului de ecuații diferențiale (1) și (3) caracteristice stadiului I de filtrare în baza formulării (4) pentru $a=$const. și $\alpha = 1/3$ rezultă de forma :

$$C = C_0 \cdot e^{-\lambda_0 \cdot x\,[1 + (at)^{1/3}]} \tag{6}$$

$$\sigma = \frac{3vC_0}{a\lambda_0^3 x^4} e^{-\lambda_0 x} \left\{6 - E_1(x \cdot t)\, e^{-\lambda_0 x \sqrt[3]{(at)}}\right\} \tag{7}$$

în care:

$$E_1(xt) = \lambda_0^3 x^3 (at) + \lambda_0^2 x^2 (\lambda_0 x + 3) (at)^{2/3} + 2\lambda_0 x (\lambda_0 x + 3) (at)^{1/3} + 6 \quad (8)$$

Relațiile astfel stabilite sînt valabile în stadiul I de filtrare atunci cînd $0 < t < t_i$. Pentru: $C = C_{1lm}$ și $C = C_{min}$ rezultă:

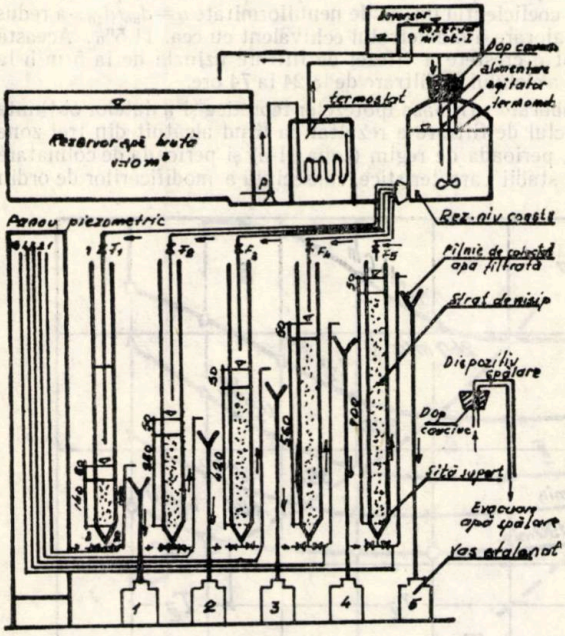


Fig. 2. Schema instalației de laborator — L.K.

$$t_0 = (\ln C_0/C_{1lm} - \lambda_0 x)^3 / a\lambda_0^3 x^3 \quad (9)$$

$$t_1 = (\ln C_0/C_{min} - \lambda_0 x)^3 / a\lambda_0^3 x^3 \quad (10)$$

3. **Cercetări experimentale.** Eficiența filtrării fiind condiționată, în principal de mărimea vitezei de filtrare, de caracteristicile fizico-chimice ale apei de limpezit, de grosimea și structura granulometrică a mediului filtrant, cercetarea fenomenului a fost urmărită pe două standuri experimentale executate la scară de laborator și direct pe un filtru industrial.

— Standul experimental din fig. 2 a fost amenajat în cadrul laboratorului de chimia și tehnologia apei de la Universitatea tehnică din Karlsruhe (RFG). Experiențele pe acest stand s-au efectuat în perioada 1968 — 1969 pentru cinci grosimi ale stratului filtrant de 14, 28, 42, 56 și 70 cm, echipate cu trei sorturi de nisip cuarțos avînd granulometria de 0,9 la 1,0 mm; 1,0 la 1,5 mm și 1,5 la 2,0 mm, prin care s-a trecut o apă preparată cu suspensii de kaolin în concentrații medii de 10, 30 și 60 mg/dm³ la viteze de 5, 10 și 15 m/h.

— Standul experimental din fig. 3 a fost amenajat în cadrul laboratorului de alimentări cu apă de la I. P. „Tr. Vuia" Timișoara pentru cercetarea procesului de

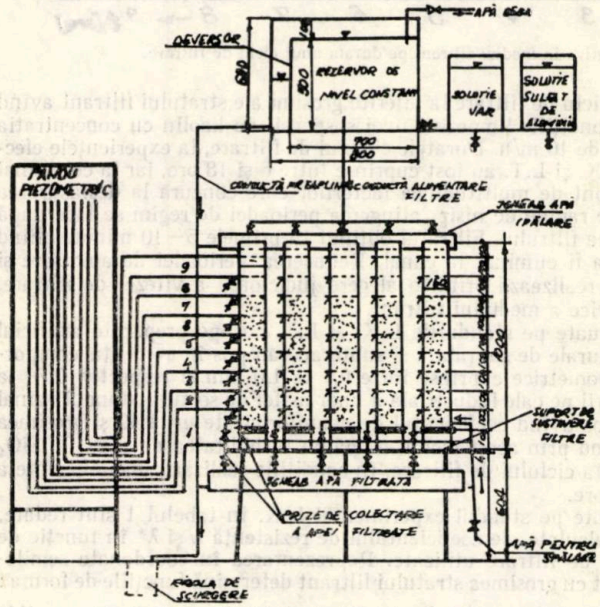


Fig. 3. Schema instalației de laborator — L.T.

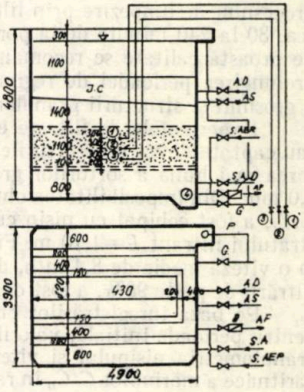


Fig. 4. Schema instalației uzinale — U.T.

filtrare rapidă în condiţiile filtrării apei de Bega sau a apelor subterane feruginoase din cîmpia Banatului. Echiparea filtrelor s-a făcut cu nisip cuarţos obţinut din cariera Făget, avînd grosimea stratelor filtrante cuprinse între 10 şi 70 cm şi granulometria de 0,71 la 1,00 mm ; 1,0 la 1,25 mm şi 1,25 la 1,60 mm. Vitezele de filtrare utilizate au fost cuprinse între 5 şi 15 m/h.

— Standul experimental din fig. 4 a fost amenajat la Uzina de apă nr. 2 Timişoara. După efectuarea mai multor cicluri de spălare şi îndepărtarea de la suprafaţa filtrului, pe o grosime de cca 10 cm, a sorturilor fine de nisip, coeficientul iniţial de neuniformitate $u = d_{60}/d_{10}$ s-a redus de la 2 la 1,49 ceea ce a condus la o majorare a diametrului echivalent cu cca. 11,5%. Această structură granulometrică, a determinat o creştere a vitezei de filtrare uzinală de la 5 m/h la 8,4 m/h şi în acelaşi timp la o majorare a ciclului de filtrare de la 24 la 74 ore.

4. **Rezultatele experienţelor de laborator.** În baza ipotezelor teoretice şi a datelor obţinute pe cele trei standuri experimentale, ciclul de filtrare a rezultat ca fiind alcătuit din trei zone distincte: perioada iniţială (zona I-a), perioada de regim (zona II-a) şi perioada de colmatare (zona III). În fig. 5 sînt redate cele trei stadii caracteristice, consecinţă a modificărilor de ordin

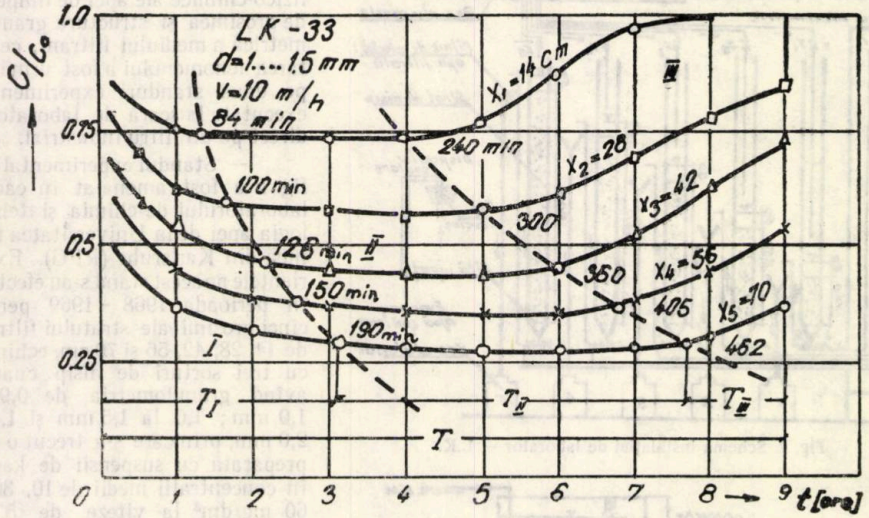


Fig. 5. Modificările calitative în mediul filtrant pe durata unui ciclu de filtrare.

calitativ ce survin pe durata unui ciclu de filtrare la diferite grosimi ale stratului filtrant avînd granulometria de 1...1,5 mm în condiţiile limpezirii unei suspensii de kaolin cu concentraţia iniţială $C_0 = 60$ mg/dm³ la o viteză de 10 m/h. Duratele ciclului de filtrare, la experienţele efectuate pe standurile de laborator L.K. şi L.T. au fost cuprinse între 6 şi 18 ore, iar la cel uzinal U.T., între 24 şi 74 ore. Ţinînd cont de multitudinea factorilor care concură la desfăşurarea procesului de limpezire prin filtrele rapide de nisip, atingerea perioadei de regim se face după cca. 30 la 240 minute de la pornirea filtrului. Filtratul obţinut în primele 5—10 minute, fiind de proastă calitate se recomandă a fi eliminat la canal. Reducerea perioadei de amorsare şi prelungirea perioadei de regim se realizează printr-o alegere judicioasă a vitezei de filtrare, a grosimii şi structurii granulometrice a mediului filtrant.

Experienţele de filtrare efectuate pe standurile L.K. şi L.T. cu ape preparate artificial sau captate direct din cursurile naturale de suprafaţă şi subterane au pus în evidenţă comportarea mai bună a sorturilor granulometrice cuprinse între 0,1 la 1,0 mm şi respectiv 0,71 la 1,0 mm. Din imposibilitatea obţinerii pe cale industrială a unor astfel de sorturi, standul uzinal U.T., a fost echipat cu nisip cuarţos avînd coeficientul de neuniformitate $u = 1{,}49$ şi grosimea stratului filtrant $L = 1{,}10$ m. Filtrînd prin acest mediu o apă cu turbiditatea de cca 10° SiO_2 la o viteză medie de 8,4 m/h, durata ciclului de filtrare, în condiţiile realizării unei eficienţe a filtrării de peste 98%, a fost de 74 ore.

Pe baza înregistrărilor obţinute pe standul experimental L.K. în tabelul 1 sînt redate, pentru perioada iniţială, valorile calculate ale coeficientului de rezistenţă λ şi λ^* în funcţie de granulometria nisipului şi vitezele de filtrare utilizate. Reprezentarea în coordonate semilogaritmice a mărimilor C/C_0 în raport cu grosimea stratului filtrant determină funcţiile de forma :

$$\ln C/C_0 = \ln b - \lambda \cdot x \qquad (11)$$

Tabelul 1.

d [mm]	v [m/h]	[m^{-1}]	t [min] 10	20	30	60	90	120	λ_0^* [m^{-1}]	L.K.
0,9...1,0	~5	λ	1,495	1,660	1,880	2,135	2,420	2,520		
		b	0,936	0,934	0,943	0,935	0,940	0,931		38
		λ^*	1,600	1,780	1,995	2,282	0,257	2,710	1,490	
	~10	λ	1120	1,360	1,528	1,690	1,600	1,610		
		b	0,920	0,926	0,935	0,930	0,907	0,934		36
		λ^*	1,220	1,470	1,635	1,820	1,655	1,725	1,050	
	~15	λ	0,863	0,987	1,150	1,300	1,200	1,320		
		b	0,955	0,965	0,990	1,000	1,000	1,000		37
		λ^*	0,894	1,023	1,160	1,300	1,200	1,320	0,580	
1,0...1,5	~5	λ	—	1,350	1,600	1,625	1,630	1,600		
		b	—	0,820	0,800	0,760	0,720	0,718		8
		λ^*	(1,480)	1,545	1,875	2,140	2,270	2,230	1,150	
	~10	λ	0,865	0,975	1,082	1,250	1,280	1,390		
		b	0,955	0,950	0,930	0,892	0,857	0,830		9
		λ^*	0,897	1,028	1,165	1,405	1,495	1,680	0,650	
1,5...2,0	~5	λ	0,581	0,638	0,715	0,985	1,265	1,240		
		b	0,930	0,935	0,905	0,880	0,880	0,860		20
		λ^*	0,625	0,682	0,790	1,095	1,265	1,440	0 500	
	~10	λ	0,428	0,540	0,631	0,802	0,955	1,190		
		b	0,940	0,953	0,944	0,890	0,870	0,910		18
		λ^*	0,456	0,580	0,870	0,903	1,100	1,350	0,340	
	~15	λ	0,321	0,461	0,530	0,750	0,956	1,094		
		b	0,950	0,946	0,931	0,900	0,910	0,916		17
		λ^*	0,338	0,487	0,568	0,832	1,050	1,198	0,190	

Rezultatele astfel obținute scot în evidență că atunci cînd $X=0$; $0,72 \leqslant C/C_0 \leqslant 1$ și în consecință repartiția suspensiilor cu adîncimea stratului filtrant nu mai respectă legea stabilită de T. Iwasaki [1].

Experiențele efectuate și în condițiile filtrării apelor naturale pe standurile L.T. și U.T. au pus în evidență același rezultat.

În baza acestor constatări, se propune ca pentru stadiul I de filtrare legea de repartiție a suspensiilor cu adîncimea să fie de forma :

$$\ln (C/C_0)^* = -\lambda^* \cdot x \qquad (12)$$

Mărimile $(C/C_0)^*$ și λ^* s-au obținut prin împărțirea valorilor inițiale cu coeficientul de corecție b. Analizînd sub aspect valoric mărimea coeficientului de corecție b se constată că acesta crește invers proporțional cu coeficientul de rezistență λ. Valorile coeficientului de corecție b și cele ale coeficientului modificat de filtrare λ^* sînt redate pentru diferite condiții și cicluri de filtrare în tabelul 1.

Pornind de la considerentul că parametrul λ este o funcție dependentă de durata filtrării t și parametrul inițial λ_0 s-a putut stabili prin corelarea aspectului fizic cu cel matematic relația :

$$\lambda = \lambda_0 [1 + (at)^{1/3}] \qquad (13)$$

în care :

$$a = (m/\lambda_0)^{1/3}$$

Din prelucrarea datelor experimentale, a rezultat pentru coeficientul de rezistență λ_0 o relație de forma:

$$\lambda_0 = A \cdot v^{-1} d^{-2} \tag{14}$$

relație similară cu cea stabilită de cercetătorul cehoslovac V. Mackrle [4]. Dacă se ia în considerare și efectul temperaturii fluidului, calculul parametrului λ se propune a se determina cu relația:

$$\lambda_0 = A_1 v^{-1} d^{-2} \mu^{1/2} \tag{15}$$

A și A_0 sînt mărimi ce se determină pe cale experimentală. Pentru ca rezultatele experimentale obținute în laborator să se poată transpune la scara filtrelor uzinale, se pornește de la considerentul ca efectul limpezirii să fie același atît în natură cît și pe model.

Prin intermediul soluției (6) obținute în urma integrării sistemului de ecuații (1) și (3) se formează punînd condiția:

$$E = (C/C_0)\ \text{natură} \equiv (C/C_0)\ \text{model} \tag{16}$$

complexul adimensional:

$$X = X_0 (1 + T^{1/3}) \equiv \text{idem} \tag{17}$$

în care:

$$X = \lambda \cdot X;\quad X_0 = \lambda_0 \cdot X;\quad T = at \tag{18}$$

Aceste criterii, caracteristice perioadei inițiale de filtrare, sînt utile pentru determinarea pe instalații de laborator a parametrilor de proiectare, construcție și exploatare a filtrelor uzinale.

5. **Concluzii.** În baza rezultatelor experimentale proprii și a celor din literatura de specialitate se delimitează și se definesc studiile caracteristice ciclului de filtrare rapidă. Astfel, fiecare ciclu de filtrare este alcătuit dintr-o perioadă inițială de reținere necesară pentru amorsarea procesului de filtrare, o perioadă de regim și o perioadă de colmatare la limita căreia filtrul se scoate din funcțiune pentru a fi spălat.

Cercetările experimentale conduse pe cele două standuri de laborator cît și pe cel uzinal au servit pentru verificarea ipotezelor teoretice și stabilirea de criterii și relații practice privind proiectarea, construcția și exploatarea filtrelor rapide de nisip.

Pentru turbidități ale apei decantate ce nu depășesc 15—20° SiO_2 se recomandă ca proiectarea instalațiilor de filtrare să se facă pentru viteze de 7 la 10 m/h la grosimi ale stratului filtrant cuprinse între 0,8 și 1,20 m pentru granulații la care coeficientul de neuniformitate $u \leqslant 1{,}5$ iar dimensiunea eficace $d_e = 0{,}8 \ldots 1{,}0$ mm. În aceste condiții, durata ciclului de filtrare se poate majora de la 24 ore la 48 ore și chiar 72 ore, fără însă a diminua calitatea efluentului. Prin aceste măsuri se reduce volumul apei de spălare, pierderile de nisip, costul energiei electrice etc., obținîndu-se astfel economii importante la cheltuielile prevăzute pentru exploatarea unităților de filtrare din cadrul uzinelor de apă.

BIBLIOGRAFIE

1. Iwasaki, T., Some Notes on Sand Filtration, IAWWA, 1937.
2. Ives, K. I., Theory of Filtration. Int. Cong. — Viena, 1969.
3. Jura, C., Mercea, C., Mirel, I., Determination des parametres optimaux du lavage des filtres, Bul. St. I. C. Buc., 1971.
4. Mackrle, S., Mackrle, V., Adhesion in Filtres. I. Son. Eng. Div. ASCE vol. 87, nr. SAJ, 1961.
5. Mirel, I., Contribuții la studiul procesului de filtrare rapidă în perioada inițială de reținere. Teză de doctorat, 1974, Institutul politehnic „Traian Vuia" Timișoara.

BESTIMMUNG DER TECHNISCHEN BEDINGUNGEN UND SPEZIALISIERUNG DER BERECHNUNGSBEZIEHUNGEN WÄHREND DER ANFANGSPERIODE DER SCHNELLFILTRIERUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Auf grund der bei Versuchen erzielten Ergebnisse werden die charakteristischen Stufen bei einem Zyklus der Schnellfiltrierung begrenzt und bestimmt.

Das physikalische Bild wird mit Hilfe der wichtigsten Parameter analysiert und so werden die allgemeinen Gleichungen bestimmt, die den Verlauf der Schnellfiltrierung am Anfang der Zurückhaltung beherrschen.

Die Versuche, die man an Filter im Labor oder in Betrieben durchgeführt hat, dienten sowohl zur Uberprüfung der theoretischen Hypothesen als auch zur Festlegung der technischen Bedingungen, unter denen eine Filteranlage entworfen und ausgebeutet werden kann.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

CONSIDERAŢIUNI PRIVIND SIMULAREA TRAFICULUI RUTIER ÎN ORAŞUL ARAD

DE

M. VELICA, H. GÖTTER, V. MANIOV

1. **Aspecte teoretice asupra folosirii modelului gravitaţional în calculul de prognoză.** Cunoaşterea tuturor caracteristicilor circulaţiei rutiere urbane de viitor, la nivelul unei anumite etape de prognoză, are o importanţă hotărîtoare atît în ce priveşte concepţia întregii reţele stradale a unui oraş cît şi pentru soluţiile de rezolvare concretă a unor dispozitive de circulaţie.

O reprezentare mai fidelă a fenomenului de desfăşurare a traficului real, precum şi o detaliere mai mare a calculului traficului de viitor se poate obţine cu ajutorul modelelor matematice.

În studiul circulaţiei rutiere a oraşului Arad s-a adoptat metoda gravitaţională [1], [2]. Aplicarea concretă a acestei metode în cazul oraşului Arad, cu particularizările şi completările făcute se prezintă în cele ce urmează.

În metoda gravitaţională se consideră că relaţiile de trafic se desfăşoară între punctele de polarizare a circulaţiei de pe suprafaţa oraşului. Fiecare punct reprezintă un centru de polarizare a circulaţiei de pe o anumită zonă de influenţă. Formula fundamentală a modelului gravitaţional este:

$$F_{ij} = \frac{Q_i \cdot Z_j \cdot W_{ij}^{-\gamma}}{\sum_j \cdot Z_j \cdot W_{ij}^{-\gamma}} \qquad (1)$$

în care: i, j — două centre oarecare i, j de polarizare a circulaţiei;

F_{ij} — relaţia de trafic orientată de la i la j;

Q_i — potenţialul de trafic de sursă, adică total plecări din zona i (prin definiţie);

Z_j — potenţialul de trafic de destinaţie, adică total sosiri în zona j (prin definiţie);

W_{ij} — rezistenţa rutei între i şi j;

γ — coeficient specific localităţii, determinat prin corelări între traficul sondat şi cel calculat.

Conform definiţiei avem:

$$Q_i = \sum_{j=1}^{n} F_{ij} \qquad (2) \qquad \text{şi} \qquad Z_j = \sum_{i=1}^{n} F_{ij} \qquad (3)$$

Din teoria modelului gravitaţional, se ştie că relaţia (2) este satisfăcută, deoarece ea a fost folosită pentru determinarea formulei (1), iar formula (3) se foloseşte pentru asigurarea convergenţei calculului iterativ [1], [3].

După cum se poate observa formulele (1), (2) şi (3) definesc un model matematic cu caracter general. Acest model se stabileşte şi se verifică în etapa de analiză prin determinarea valorilor Q_i, Z_j şi γ, [3].

Pentru calculul de prognoză, dat fiind faptul că acesta are în general în vedere o etapă relativ apropiată (10—15 ani) se poate accepta ipoteza potrivit căreia în etapa de prognoză, desfăşurarea circulaţiei rutiere urbane este guvernată de aceleaşi legi ca şi în etapa de analiză. În această situaţie modelul matematic stabilit în etapa actuală, sprijinit şi verificat prin re-

censăminte de circulație [3] se poate folosi și pentru etapa de prognoză, cu observația că datele inițiale ale problemei vor fi parametri corespunzători de viitor, la nivelul etapei de prognoză considerate.

Relațiile de bază în calculul de prognoză vor fi deci:

$$F_{ij}^P = \frac{Q_i^P \cdot Z_j^P \cdot \left(W_{ij}^P\right)^{-\nu}}{\sum_j \cdot Z_j^P \left(W_{ij}^P\right)^{-\nu}} \tag{4}$$

$$Q_i^P = \sum_j F_{ij}^P \quad (5) \qquad \text{și} \qquad Z_j^P = \sum_i F_{ij}^P \tag{6}$$

în care toate elementele componente au aceleași semnificații ca și cele din relațiile (1), (2) și (3) dar se referă la etapa de prognoză.

Potențialele de viitor Q_i^P și Z_j^P se calculează în general cu formulele:

$$Q_i^P = f_i Q_i \quad (7) \qquad \text{și} \qquad Z_j^P = f_j Z_j \tag{8}$$

Coeficienții de prognoză se determină în funcție de parametrii de trafic și social-economici ai zonelor. Pentru o zonă oarecare k, formula de calcul a lui f_k, după Korte este:

$$f_k = \frac{\sum_{i=1}^{n} G_{ik}^P \frac{I_{ik}^P}{I_{ik}}}{\sum_{i=1}^{n} G_{ik}} \cdot \frac{M_k^P}{M_k} \tag{9}$$

în care: G_{ik} = diferite grupări (în număr de 1 la n) de parametri care pot influența semnificativ circulația din zona k în etapa actuală; G_{ik}^P = aceleași grupări ca mai sus, cu valoarea lor din etapa de prognoză; I_{ik} = indicele de motorizare actual aferent grupării G_{ik}; I_{ik}^P = indicele de motorizare de prognoză aferent grupării G_{ik}^P; M_k, M_k^P = mobilitatea actuală și respectiv cea de prognoză, din zona k.

2. **Modul de conducere al calculului.** 2.1. *Determinarea potențialelor de circulație.* Pe baza prevederilor schiței de sistematizare cu privire la dezvoltarea orașului la nivelul unei etape viitoare de 15 ani, s-au stabilit: vatra orașului, zonele de calcul, centrele de polarizare a circulației din aceste zone și parametri social-economici și de trafic.

În urma analizei critice a tramei stradale actuale și ținînd seama de dezvoltarea în viitor a orașului, s-a stabilit rețeaua stradală majoră de prognoză. În scopul aprecierii prin comparație a eficacității rețelei stradale aceasta s-a conceput în două variante.

Pentru calculul potențialelor traficului de prognoză zonele au fost împărțite în două categorii: zone actuale care se păstrează și în viitor și zone noi.

În cazul zonelor actuale care se mențin și în viitor, potențialele de prognoză s-au determinat după formulele (7) și (8), iar pentru zonele noi cu ajutorul formulelor de corelare a acestor potențiale cu parametri social-economici ai zonelor [3], [4]. Formulele de corelare obținute au forma:

$$Q_i^P = Z_i^P = (a_1 X_{1i}^P + a_2 X_{2i}^P)\, k \tag{10}$$

în care: $Q_i^P = Z_i^P$ — potențialele de trafic în vehicule etalon/16 ore a unei zone oarecare i; X_{1i}^P = populația activă de prognoză a zonei i; X_{2i}^P = numărul locurilor de muncă de prognoză al zonei i; a_1, $a_2 k$ = coeficienți determinați în etapa de analiză, care depind de natura traficului și specificul zonei, care sînt prezentați în tabelul 1.

Pentru zonele actuale care se mențin și în viitor, potențialele de circulație s-au determinat folosind coeficienții de prognoză determinați cu relația (9). Apreciind că peste 15 ani mobilitatea va avea o tendință de descreștere s-a considerat acoperitor ca $\frac{M_k^P}{M_k} = 1$. [1], [3].

Din lipsa unor informații detaliate cu privire la indicele de motorizare, s-a considerat un indice global pe întregul oraș. În ceea ce privește grupările G_i, în baza cunoașterii situației locale, s-au considerat numai grupările semnificative. În felul acesta formula de calcul a lui f_k a devenit :

Tabelul 1.

Specificul zonei	Natura traficului	a_1	a_2	k
Centrală	Călători	0,152	0,163	1,00
	Marfă	0,375	0,147	0,57
Industrială	Călători	0,152	0,163	0,64
	Marfă	0,375	0,147	1,00
Cu activitate de transporturi	Călători	0,152	0,163	1,16
	Marfă	0,375	0,147	1,81
Locuințe	Călători	0,152	0,163	0,22
	Marfă	0,375	0,147	0,22

$$f_k = \frac{P_k^P + L_k^P + S_k^P}{P_k + L_k + S_k} \cdot \frac{I^P}{I} \tag{11}$$

în care : P_k = populația activă actuală a zonei k ; L_k = numărul actual al locurilor de muncă din zona k ; S_k = suprafața actuală a spațiilor comerciale din zona k ; P_k^P, L_k^P, S_k^P = parametri respectivi dar pentru situația de prognoză ; I = indicele de motorizare actual al întregului oraș ; I^P = indicele de motorizare de prognoză al întregului oraș.

Parametrii P, L, S s-au determinat pentru fiecare zonă conform datelor din schița de sistematizare.

Indicii de motorizare actuali pe feluri de vehicule și total s-au calculat în funcție de numărul locuitorilor orașului și de numărul de vehicule înmatriculate în orașul Arad.

În privința parcului auto de prognoză, în lipsa unor date corespunzătoare pentru orașul Arad, acesta s-a calculat în funcție de parcul actual, căruia i s-au aplicat coeficienții de creștere a circulației de prognoză adoptați de Ministerul Transporturilor.

Pentru verificarea indicelui de motorizare de prognoză obținut pentru autoturisme în valoare de 132 %$_0$, acesta s-a comparat cu cel calculat indirect cu formula de corelare indicată în literatura de specialitate pentru cazul țărilor cu mică și medie motorizare, caz în care se încadrează și țara noastră. Relația de corelare este :

$$y = 0{,}031\ x^3 - 0{,}166\ x^2 + 4{,}035\ x + 17{,}10 \tag{12}$$

în care : y — indicele de motorizare de prognoză exprimat în autoturisme la mia de locuitori ;
x — etapa de prognoză în număr de ani.

În cazul orașului Arad pentru $x = 15$ ani a rezultat $y = 144$ %$_0$. Acest rezultat poate fi considerat ca o confirmare că indicele de motorizare de prognoză obținut în valoare de 132% este verosimil.

2.2. *Calculul relațiilor de trafic.* Asemănător calculelor din etapa de analiză [3] relațiile de trafic în etapa de prognoză s-au calculat separat pentru : relațiile de tranzit, relațiile de penetrație, relațiile interioare între zonele interioare și relațiile interioare din interiorul zonelor interioare.

În etapa de prognoză s-au calculat în plus : relațiile de trafic în deplasările locuință—loc de muncă și relațiile de trafic la întoarcerea din zonele de agrement.

Relațiile de penetrație și de tranzit s-au calculat pornind de la relațiile de trafic din etapa de analiză, care au fost înmulțite cu coeficientul global de creștere al traficului a cărui valoare este de 4,60.

Relațiile de trafic între zonele interioare s-au calculat după formulele (4), (5) și (6) cu ajutorul calculatorului electronic MECIPT 2 folosind programul RETRA.

Relaţiile de circulaţie din interiorul fiecărei zone urbane (relaţii de forma F_{ii}) s-au calculat pornind de la relaţiile din etapa de analiză înmulţite cu coeficienţii de prognoză ai zonelor respective. Pentru zonele noi, relaţiile de prognoză s-au calculat cu ajutorul formulelor de corelare determinate în etapa de analiză.

2.3. *Planul de trafic pentru etapa de prognoză.* În scopul determinării fluxurilor de circulaţie pe reţeaua stradală, relaţiile de trafic total s-au repartizat pe planul de bare. Operaţia de repartizare s-a efectuat după ruta plauzibilă cu ajutorul programului FLUX folosit şi în calculele de analiză (3).

În scopul dimensionării reţelei stradale, pe fiecare bară (tronson de stradă), s-a calculat apoi traficul din ora de vîrf.

3. **Concluzii.** Metoda de calcul prezentată se bazează pe folosirea unui model matematic determinat şi verificat pe bază de recensăminte în etapa de analiză.

Traficul de prognoză se determină pe baza parametrilor social-economici ai oraşului de viitor, gradul său de dezvoltare şi coeficienţii de creştere ai parcului auto atît la nivelul oraşului cît şi la nivelul întregii ţări.

Potenţialele de trafic Q şi Z se determină cu ajutorul unor relaţii de corelare în funcţie de populaţia activă şi numărul locurilor de muncă.

Metoda de calcul, reprezintă o problemă tipică de sistematizare, deoarece prin parametri de prognoză folosiţi în calcul, proiectantul are în vedere un anumit grad de dezvoltare a localităţii în viitor.

BIBLIOGRAFIE

1. P. A. Mäcke, *Das Prognoseverfahren ind der Strassenvehrkersplanung.* Bauverlag GMBH Wiesbaden — Berlin 1964.
2. H. Schwarz, Methoden zur Erstellung von Verkehrsprognosen. Strassen und Tiefbau nr. 9/sept. 1964.
3. M. Velica, H. Götter, V. Maniov, Un model matematic pentru determinarea indirectă a circulaţiei în oraşe ; calculul în etapa de analiză. Transporturi auto, navale şi aeriene nr. 12/1972.
4. * * * Studiul circulaţiei generale rutiere a oraşului Arad proiect IPROTIM 13.167.

BETRACHTUNGEN ZUR SIMULTIERUNG DES STRASSENVERKEHRSAUFKOMMENS IN ARAD

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Beitrag weist die Berechnungsmethode aus, die zur Bestimmung des Prognosestrassenverkehrsaufkommens für Arad angewandt wurde. Die Methode stützt sich auf ein mathematisches Modell welches aufgrund der Daten aus den Verkehrserhebungen erstellt und getestet wurde.

Das Prognoseverkehrsaufkommen ergibt sich aus der Auswertung der zukünftigen sozialwirtschaftlichen Kennziffern der Stadt, ihrem Entwicklungsgrad, sowie aus dem Anwachsen des Motorisierungsgrades.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE ANWENDUNGSMÖGLICHKEIT DES EXTRAKTIONSVERFAHRENS BEI DER AUFBEREITUNG DES ABWASSERS EINER HOLZDESTILLATION (Teil II)

VON

V. COCHECI, R. TAUBERT, W. HUSZ, VIORICA DALEA

Eingegangen : 20. 05. 1975

In Fortsetzung der im ersten Teil 1 dargestellten Untersuchungen, wurde, die Möglichkeit der Rückgewinnung und Wiederverwendung der Lösungsmittel untersucht und die Arbeitsbedingungen für eine kontinuierliche Extraktion festgelegt.

Wesentlich für die Anwendbarkeit der Extraktion bei der Abwasseraufbereitung ist die Möglichkeit der Rückgewinnung und Wiederverwendung des Lösungsmittels.

Das erschöpfte Toluol, kann durch Destillation praktisch vollkommen rückgewonnen werden. Die Destillation beginnt bei 90 °C und endet bei 115 °C, mit einem rot-braunen Destillationsrückstand. Zwischen 90 °C und 110 °C distilliert ungefähr 70—75%, also der grösste Teil, des Lösungsmittels. Beim Auffangen sämtlicher Fraktionen hat das rückgewonnene Lösungsmittel eine leicht gelbe Verfärbung.

Tabelle 6

Wirksamkeit der Extration mit ruckgewonnenem Toluol

Art der Rückgewinnung des Lösungsmittels	Mittlere Werte des Verteilungskoeffizienten bei rückgewonnenem Toluol gegenüber	
	Phenolen	CSB-Mn-Wert
Reines Lösungsmittel	3,51	2,33
Einmalige Rückgewinnung durch Destillation	6,85	0,83
Zweimalige Rückgewinnung durch Destillation, nach der zweiten Rükcgewinnung Behandlung mit Kalkmilch	4,28	1,017
Rückgewinnung durch Behandlung mit Kalkmilch	3,36	0,77
Rückgewinnung durch Behandlung mit Kalkmilch und ausschliessender Destillation	4,08	0,78
Einmalige Rückgewinnung durch Destillation und Behandlung mit Kalkmilch	3,59	0,825

Die Tabellen 6 und 7 enthalten die bei der Behandlung des Abwassers ABD-4 mit rückgewonnenem Toluol erhaltenen Ergebnisse. Wie ersichtlich bleibt die Extraktion der phenolartigen Substanzen auch bei Verwendung von rückgewonnenem Toluol im Bereich normaler Werte. Dieses günstige Verhalten wird auch durch die Werte der Verteilungskoeffizienten, im Bezug auf Phenole, die angenähert die gleichen wie bei reinem Toluol sind, zum Ausdruck gebracht.

Die Verringerung des Gehaltes an oxidierbaren Substanzen ist aber bei Verwendung von rückgewonnenem Toluol klein (25—28%). Das wird auch durch den kleinen Wert, meist unter 1, des entsprechenden Verteilungskoeffizienten angezeigt. Aus diesem Grund, wurde auch die Möglichkeit untersucht die Rückgewinnung durch Behandlung des Toluens mit Kalkmilch

Tabelle 7.

Werte der Verteilungskoeffizienten bei rückgewonnenem Toluol

Nr. des Versuches	Art der Rückgewinnung des Toluols	Extraktion mit rückgewonnenem Toluol Wasser/Lösungsmittel = 7/3							
		Wirksamkeit der Extraktionen							
		Phenolartige Verbindungen				Mit Permanganat oxidierbaren Substanzen CSB-Mn_{Wert}			
		Anfangswert mg/dm³	Gehalt nachder Extraktion mg/dm³	Prozentuelle Verringerung	Verteilungskoeffizient $K_{s/a}$	Anfangswert mg/dm³	Gehalt nach der Extraktion mg/dm³	Prozentuelle Verringerung	Verteilungskoeffizient $K_{s/a}$
1	Erste Rückgewinnung durch Destillation		898	76	7,50		5 876	26,5	0,83
2	Erste Rückgewinnung durch Destillation	3 745	898	76	7,50	7 960	5 876	26,5	0,83
3	Erste Rückgewinnung durch Destillation		979	74	6,60		5 876	26,5	0,83
4	Erste Rückgewinnung durch Destillation		1 061	70,5	5,80		5 876	26,5	0,83
5	Neutralisation mit Kalkmilch	3 745	1 512	59,5	3,43	7 960	5 796	27	0,83
6	Neutralisation mit Kalkmilch		1 550	58,5	3,30		6 076	23,5	0,72
7	Neutralisation mit Kalkmilch und Destillation	3 745	1 352	63,5	4,08	7 960	6 076	25,5	0,72
8	Neutralisation mit Kalkmilch und Destillation		1 357	63,5	4,08		5 836	27	0,85
9	Destillation und anschliessende	3 745	1 512	59,5	3,43	7 960	5 836	27	0,85
10	Neutralisation mit Kalkmilch		1 434	62	3,75		5 916	25,5	0,80
11	Zweite Rückgewinnung durch Destillation	3 745	1 318	65	4,28	7 960	5 596	30	0,98
12	und anschliessende Neutralisation mit Kalkmilch		1 318	65	4,28		5 556	30	1,05

beziehungsweise durch Destillation und vorheriges oder anschliessendes Behandeln mit Kalkmilch, durchzuführen. Doch auch bei dieser Art der Rückgewinnung bleibt wie aus den angeführten Tabellen zu entnehmen ist, der Verteilungskoeffizient gegenüber den oxidierbaren Substanzen klein, meist unterhalb 1. Auch der Verteilungskoeffizient gegenüber Phenolen erfährt keine merkliche Erhöhung durch Behandeln mit Kalkmilch so dass diese zusätzliche Phase bei der Rückgewinnung unnötig ist.

Zusammenfassung. Aus den angeführten Ergebnissen bezüglich der Behandlung von Abwässern der Holzdestillation durch Extraktion mit Toluol, können folgende Schlussfolgerungen abgeleitet werden: die optimale Extraktionszeit beträgt 5—10 Minuten, bei Verwendung eines Schwingrührwerkes zum Vermischen der Flüssigkeiten, der pH-Wert soll unterhalb 4,0 und die Temperaturen zwischen 30—40 °C liegen. Das Verhältnis zwischen dem Volumen des Abwassers und jenem des Lösungsmittels war bei allen Bestimmungen 7/3. Unter diesen Bedingungen kommt es zu einer 75—80% igen Verringerung des Gehaltes an phenolischen Verbindungen, wogegen der Gehalt an durch Permanganat oxidierbaren Substanzen, mit 55—60%, abnimmt.

Die Untersuchungen bezüglich der Anwendbarkeit von Benzol als Extraktionsmittel haben zu den in Tabelle 8 so wie in den Abbildungen 4 und 5 dargestellten Ergebnissen geführt. Die Versuche wurden unter folgenden Bedingungen durchgeführt: Temperatur=23 °C, pH - Wert=3,3; Volumverhältnis Abwasser/Bensol=4/1. Das der Extraktion unterzogene Awabser war vom Typ ABD-4.

Tabelle 8.

Wirksamkeit der Abwassereinigung durch Extraktion mit Benzol

Nr. des Versuches	Anzahl der einer Abwasserprobe angewandten Extraktionen	Verwendetes Lösungsmittel	Extraktion mit rückgewonnenen Toluol Wasser/Lösungsmittel = 7/3							
			Wirksamkeit der Extraktion							
			Phenolartige Verbindungen				Mit Permanganat oxidierbaren Substanzen CSB-Mn_{Wert}			
			Anfangswert mg/dm³	Nach der Extraktion mg/dm³	Prozentuelle Verringerung	Verteilungskoeffizient $K_{s/a}$	Anfangswert mgO_2/dm^3	Nach der Extraction mgO_2/dm^3	Prozentuelle Verringerung	Verteilungskoeffizient $K_{s/a}$
1	1	Reines Benzol		1 530	59,0	5,85		5 716	28	1,52
2	2	Reines Benzol		1 077	71	1,71		4 417	44,6	1,33
3	3	Reines Benzol		756	80,0	1,52		3 358	58,0	1,2
4	4	Reines Benzol	3 745	641	83,0	0,25	7 960	3 278	59	0,38
5	5	Reines Benzol		544	85,5	0,88		3 238	59,5	—
6	6	Reines Benzol		503	86,5	0,33		3 038	62	0,26
7	1	Teilweise erschöpftes Benzol		2 011	46,5	3,45		5 956	25	1,34
8	2	Teilweise erschöpftes Benzol		1 050	72	3,66		5 759	27,5	0,14
9	3	Teilweise erschöpftes Benzol	3 745	817	78,5	1,14	7 960	5 476	31,2	0,21
10	4	Teilweise erschöpftes Benzol		817	78,5	—		5 396	32,2	0,05
11	5	Teilweise erschöpftes Benzol		740	80	0,42		3 678	54	1,87

Wie zu ersehen ist kann, durch wiederholtes Extrahieren mit reinem Benzol oder mit rückgewonnenem und nur zum Schluss mit reinem Benzol, der Gehalt an phenolischen Verbindungen mit 80—87,5% und jener der durch Permanganat oxidierbaren Substanzen mit 54—62% verringert werden. In allen Fällen ist die Anwendung von mehr als drei Extraktionen unbegründet, da der Verteilungskoeffizient bei der vierten Extraktion, wie aus Tabelle drei und Abbildung 5 ersichtlich, einen zu kleinen Wert bekommt.

Aus Abbildung 5 ist zu entnehmen dass der Verteilungskoeffizient gegenüber den durch Permanganat oxidierbaren Substanzen eine durch ein Maximum gekennzeichnete Abhängigkeit von der Extraktionsanzahl aufweist. Das Maximum befindet sich im Bereich der zweiten und dritten Extraktion. Demzufolge ist auch im Bezug auf diese Verunreinigung die Anwendung von 2—3 Extraktionen zu empfehlen. Bei der vierten Extraktion hat der Verteilungskoeffizient schon einen Wert der bedeutend kleiner als 1 ist.

Die Versuche zur Rückgewinnung des Benzols zeigten dass auch dieses Lösungsmittel durch Destillation praktisch vollkommen rückgewinnbar ist. Die mit rückgewonnenem Benzol durchgeführten Extraktionen zeigten dass dieses seine Wirksamkeit beibehält und Verteilungs-

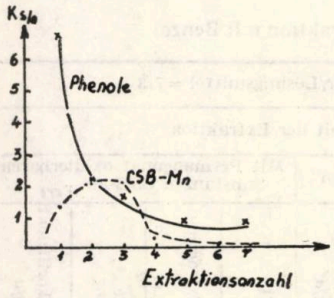


Abb. 4. Abhängigkeit des Verteilungskoeffizienten von der Anzahl der Extraktionen mit Benzol.

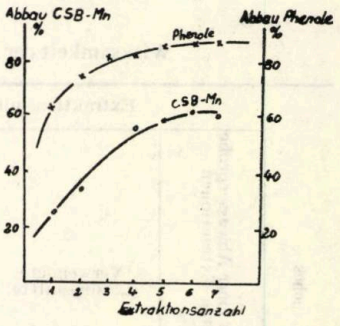


Abb. 5. Wirksamkeit der kontinuierlichen Extraktion mit Benzol als Funktion der Anzahl der Extraktionen.

koeffizienten gegenüber phenolischen Verbindungen beziehungsweise gegenüber durch Permanganat oxidierbaren Substanzen von 7,15 und 1,7 aufweist.

Die mit Benzol als Extraktionsmittel erhaltenen Ergebnisse zeigen dass 2–3 Extraktionen vorzunehmen sind dass dadurch der Gehalt an phenol artigen Substanzen um 81% zurückgeht und der CSB-Mn Wert mit 58% herabgesetzt wird. Das Benzol kann durch Destillation zurückgewonnen werden.

Anschliessend wurden Versuche zur Anwendungsmöglichkeit einer kontinuierlichen Extraktion durchgeführt. Die dazu verwendete Laboranlage bestand aus einer Extraktionskolonne mit Füllkörpern die mit Abwasser und Lösungsmittel, im Gegenstrom, betrieben wurde. Das aus der Kolonne austretende Benzol wurde nach der Destillation kontinuierlich zur Extraktion wiederverwendet. Die soerhaltenen Ergebnisse sind in Abbildung 6 wiedergegeben und zeigen dass ein gutes Entfernen der phenolartigen Substanzen und der durch den CSB-Mn-Wert gekennzeichneten Verbindungen mit 2–3 Extraktionen des Abwassers zu erreichen ist. Unter den angeführten Bedingungen sank der Gehalt an Phenolen um 78% und der CSB-Mn-Wert um 30%.

Die bei der Extraktion mit Butilazetat erhaltenen Ergebnisse sind in der Tabelle 9 wiedergegeben. Die Herabsetzung des CSB-Mn-Wertes beträgt 58%, unabhängig von der Anzahl der Extraktionen. Das Entfernen der Phenole steigt durch mehrmaliges Extrahieren und erreicht nach der dritten Extraktion 68%.

Tabelle 9

Wirksamkeit der kontinuierlichen Extraktion mit Butilazelat

Anzahl der Extraktionen	Phenolartige Verbindungen			CSB-Mn-Wert		
	Anfangswert mg/dm³	Gehalt nach der Extraktionen mg/dm³	Prozentutuelle Verringerung	Anfangswert mgO_2/dm^3	Nach der Extraktion mgO_2/dm^3	Prozentuelle Verringerung
1	3 745	2 992	20	7 960	3 348	58
2	3 745	1 500	60	7 960	3 348	58
3	3 745	1 195	68	7 960	3 310	58,5

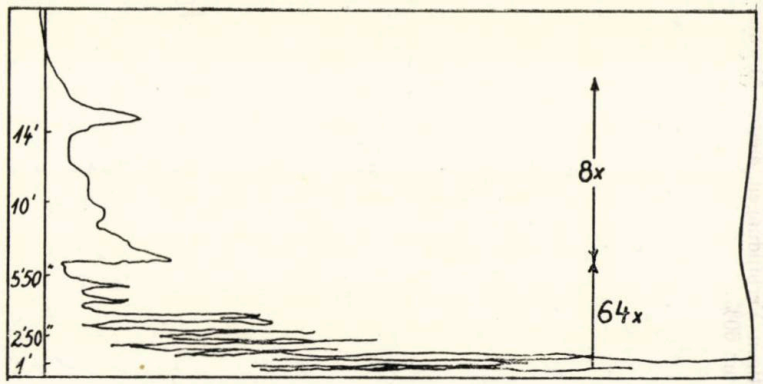


Abb. 6. Gaschromatogramm des mit Toluol behandelten Abwasser.

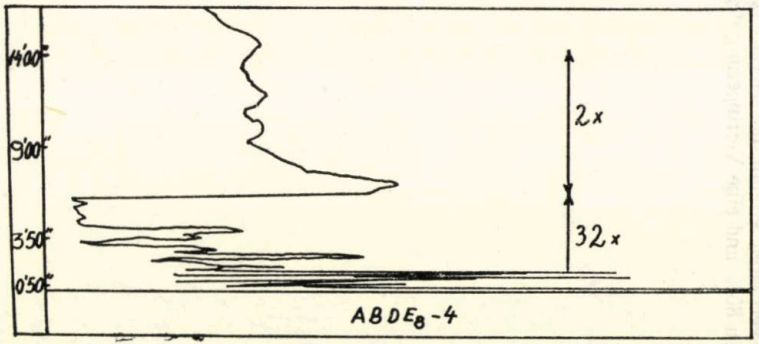


Abb. 7. Gaschromatogramm des mit Benzol behandelten Abwasser.

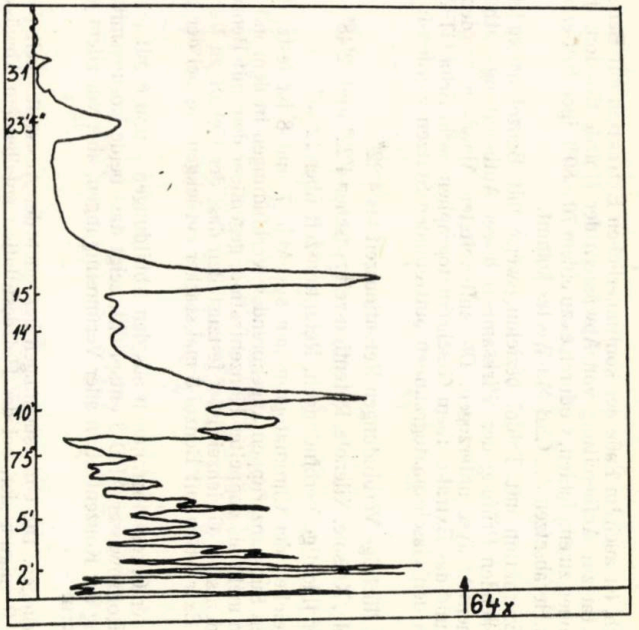


Abb. 8. Gaschromatogramm des dekantierten Rohabwassers.

Wie ersichlich, ist auch im Falle der kontinuierlichen Extraktion mit Benzol beziehungsweise mit Butilazetat zur Aufbereitung von Abwässern der Holzdestillation, die Anwendung von 2—3 Extraktionen zu empfehlen, wodurch es zu einem 70—80% igen Entfernen der Phenole und 30—58% igen Herabsetzen des CSB-Mn-Wertes kommt.

Die durch Extraktion mit Toluol beziehungsweise mit Benzol behandelten Abwässer wurden, zur eingehenden Prüfung der Wirksamkeit dieser Aufbereitungsmethode, einer gaschromatographischen Analyse unterzogen. Die aufbereiteten Abwässer wurden mit Metilenchlorid extrahiert und das Extrakt einem Gaschromatographen Carlo Erba GT 200 Fractovap, eingegeben. Die in den Gaschromatogrammen auftretenden Spitzen wurden in drei Gruppen eingeteilt:

a) — Leicht flüchtige Verbindungen Retentionszeit bis 4'22"

b) — Phenole, Kresole, Xilenole, Retentionszeit zwischen 4'22" und 12'48"

c) — Schwer flüchtige Verbindungen, Retentionszeit über 12'48"

Durch Vergleichen der Chromatogrammen aus Abb. 7 und 8 ist festzustellen dass die den drei erwähnten Substanzgruppen angehörenden Verbindungen in dem mit Toluol behandelten Abwasser in mehr als doppelter Konzentration, gegenüber dem mit Benzol behandelten Abwasser, vorhanden sind. Gleichzeitig ist festzustellen dass der Gehalt an Verbindungen der Gruppe C bei der Extraktion mit Benzol 8 mal stärker zurückgeht als bei der Extraktion mit Toluol.

Ein Vergleich der Chromatogrammen aus den Abbildungen 7 und 8 mit jenem aus Abbildung 9, das dem Rohabwasser ABD-3 entspricht, zeigt dass beide Lösungsmittel eine bedeutende Herabsetzung der Konzentration aller Verunreinigungen, aber vor allem jener der Gruppen B und C, sichern.

Schlussfolgerungen. Die Untersuchungen bezüglich der Anwendbarkeit des Extraktionsverfahrens für die Reinigung der, bei der Holzdestillation anfallendem Abwässer, haben, zur Bestimmung der optimalen Arbeitsbedingungen für die verwendeten Lösungsmittel geführt so wie auch die Vor- und Nachteile die diese Lösungsmittel besitzen, aufgezeigt. Das Extraktionsverfahren erlaubt die Herabsetzung der phenolartigen Verbindungen dieser Abwässer bis zu 80% und eine Verringerung des CSB-Mn-Wertes um 60%.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

ECHILIBRE DE SOLUBILITATE ÎN SISTEMUL CVINAR PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+-SOLVENT V. INFLUENŢA RAPORTULUI N : P ASUPRA SOLUBILITĂŢII ÎN SISTEMUL CVINAR PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+—H_2O

DE

C. HAIDUC şi A. IOVI

Primit la redacţie la data de 9.10.1975

Ca o continuare a studiilor efectuate asupra echilibrului de solubilitate în sistemul cvinar PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+ — solvent [1—4], în lucrarea de faţă se prezintă influenţa raportului N : P, respectiv a pH-ului, asupra solubilităţii în sistemul cvinar PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+ — H_2O.

În vederea obţinerii unor com[illegible]si cu conţinut ridicat de N—P—K şi fără Cl^-, plecînd de la materii prime fosfaţi de amoniu (cu ra[illegible]ort N : P diferit) şi KCl, prin determinările experimentale s-a urmărit influenţa raportului $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$, respectiv a pH-ului, asupra compoziţiei soluţiei saturate şi a fazei solide în echilibru cu aceasta, precum şi randamentul de extragere a ionilor în soluţie, la diferite raporturi KCl : P. Studiile s-au efectuat la 20 °C şi pentru o concentraţie a componenţilor iniţiali de 13 moli/1 H_2O. Parametrii de lucru sînt cuprinşi în tabelul 1, iar datele experimentale în figurile 1—13.

Metodica de lucru întrebuinţată este cea descrisă în lucrările anterioare [1—2], atît în ceea ce priveşte modul de obţinere a soluţiilor saturate în echilibru cu faza solidă, cît şi a metodelor de analiză folosite.

Dependenţa pH-ului soluţiei de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$. pH-ul soluţiei saturate în echilibru cu faza solidă, depinde de raportul N : P (figura 1 şi tabelul 1) şi nu depinde de raportul KCl : P (tabelul 1).

pH-ul solutiei prezintă o creştere mai pronunţată odată cu mărirea raportului molar $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ pînă la valoarea 1,33 şi apoi mai lentă.

Influenţa raportului N : P asupra compoziţiei soluţiei saturate.

Tabelul 1.

Parametrii experimentali de lucru

Nr. probei	pH	KCl : P mol	P $NH_4H_2PO_4 : (NH_4)_2HPO_4 : H_3PO_4$ mol
1	1,3	2 : 1	3 : 0 : 1
2		1 : 1	
3		1 : 2	
4	2,7	2 : 1	1 : 0 : 0
5		1 : 1	
6		1 : 2	
7	5,65	2 : 1	2 : 1 : 0
8		1 : 1	
9		1 : 2	
10	5,8	2 : 1	1 : 1 : 0
11		1 : 1	
12		1 : 2	
13	6,15	2 : 1	1 : 2 : 0
14		1 : 1	
15		1 : 2	
16	7,8	2 : 1	0 : 1 : 0
17		1 : 1	
18		1 : 2	

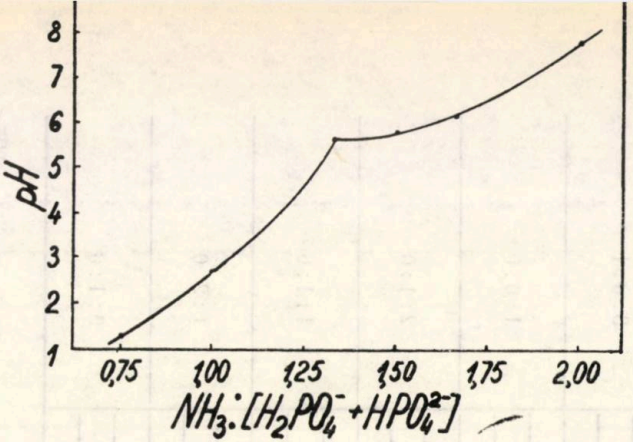


Fig. 1. Dependența pH-ului de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$

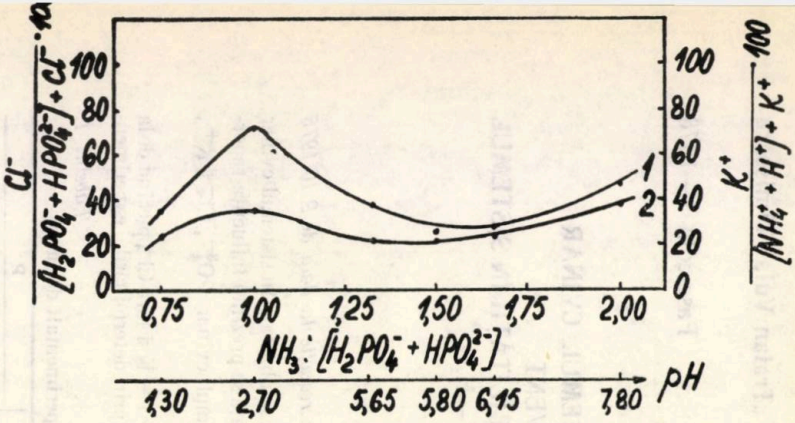


Fig. 2. Dependența compoziției soluției saturate de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 2 : 1

$1 - \frac{Cl^-}{[H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] + Cl} 100$; $2 - \frac{K^+}{[NH_4^+ + H^+] + K^+} 100$

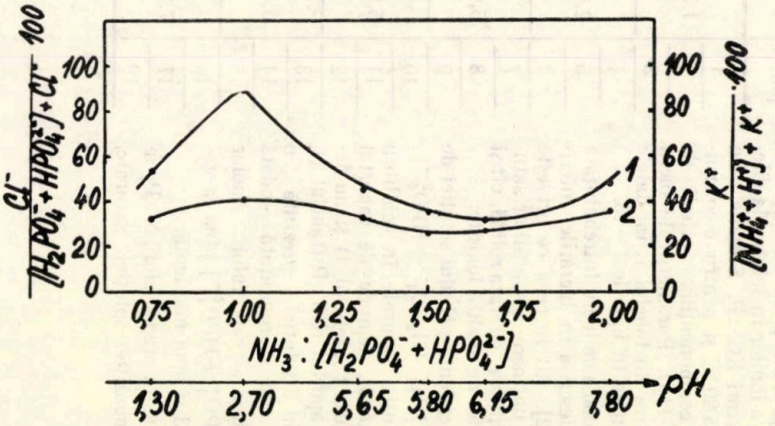


Fig. 3. Dependența compoziției soluției saturate de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 2

$1 - \frac{Cl^-}{\quad} 100$; $2 - \frac{K^+}{\quad} 100$

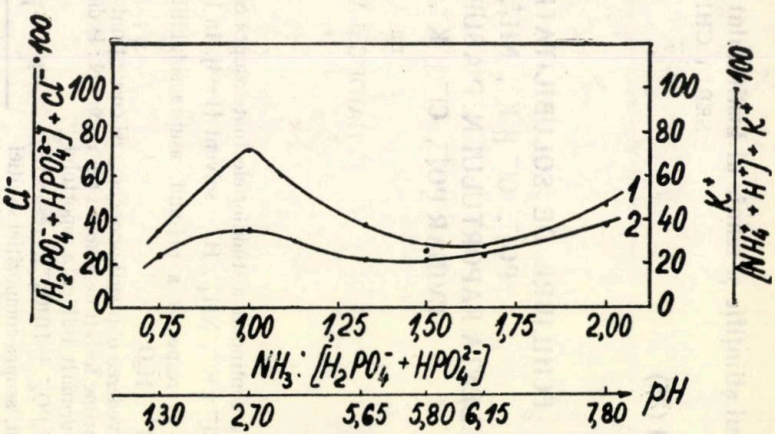


Fig. 4. Dependența compoziției soluției saturate de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 2

$1 - \frac{Cl^-}{\quad} 100$; $2 - \frac{K^+}{[NH_4^+ + H^+] + K^+} 100$

Rezultatele studiului influenței raportului $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ respectiv a pH-ului, asupra compoziției fazei lichide în echilibru cu faza solidă, sînt prezentate în figurile 2—4.

Odată cu creșterea raportului N : P, respectiv a pH-ului, raportul anionilor cunoaște o variație pronunțată, pe cînd a cationilor o variație mică, la diferite raporturi KCl : P. Conținutul ionilor Cl^-, odată cu mărirea pH-ului crește pînă la raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] = 1$, apoi scade brusc, atinge valoarea minimă la un raport $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] = 1{,}5 - 1{,}6$ și apoi prezintă o creștere lentă. Conținutul ionului K^+ variază în limite înguste în funcție de pH.

Influența raportului N : P asupra compoziției fazei solide. Datele experimentale privind influența raportului N : P, respectiv a pH-ului, asupra compoziției fazei solide în echilibru cu soluția saturată, sînt prezentate în figurile 5—7.

Conținutul cationilor în faza solidă variază puțin cu creșterea pH-ului pe cînd a anionilor mai mult, la toate raporturile KCl : P. Conținutul maxim în ionul fosforic se atinge la toate raporturile KCl : P, pentru raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] = 1$ iar valoarea maximă a acestuia corespunde raportului KCl : P = 1 : 1.

Influența raportului N : P asupra randamentului de extragere a ionilor. În figurile 8—13 sînt prezentate rezultatele experimentale ale influenței raportului N : P, respectiv a pH-ului asupra randamentului de extragere (trecere în soluție) a ionilor.

Se constată că la diferite raporturi KCl : P, randamentul de extragere a ionului K^+ practic nu depinde de pH, pe cînd randamentul de extragere a ionului de NH_4^+ variază mult.

Randamentul de extragere a ionului Cl^- este practic constant la raportul KCl : P = 2 : 1 și 1:2 și variază la raportul KCl : P = 1 : 1, atingînd valoarea maximă pentru un raport $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] = 1$.

Randamentului ionului $H_2PO_4^-$ indiferent de raportul dintre KCl și P variază mult cu pH-ul și atinge valoarea minimă la raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}] = 1$.

Randamentul de extragere a ionului HPO_4^{2-} scade cu creșterea pH-ului la toate raporturile KCl : P.

Datele experimentale arată că compoziția soluției saturate și a fazei solide aflată în echilibru cu aceasta, precum și randamentul de trecere a ionilor în soluție, sînt influențate de raportul componenților inițiali ai sistemului (N : P : K).

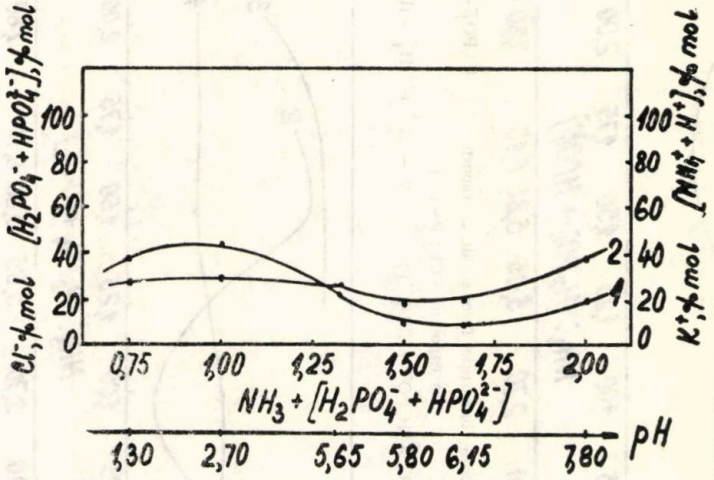


Fig. 5. Dependența compoziției fazei solide de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 2 : 1

1 — $Cl^- + [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$; *2* — $K^+ + [NH_4^+ + H^+]$

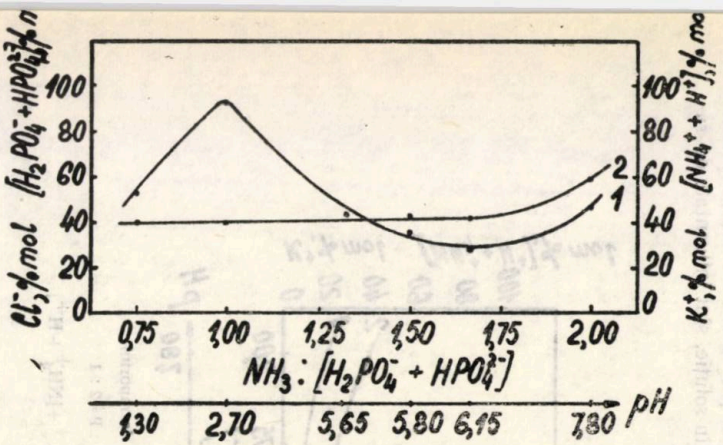


Fig. 6. Dependența compoziției fazei solide de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 1

1 – $Cl^- + [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$; *2* – $K^+ + [NH_4^+ + H^+]$

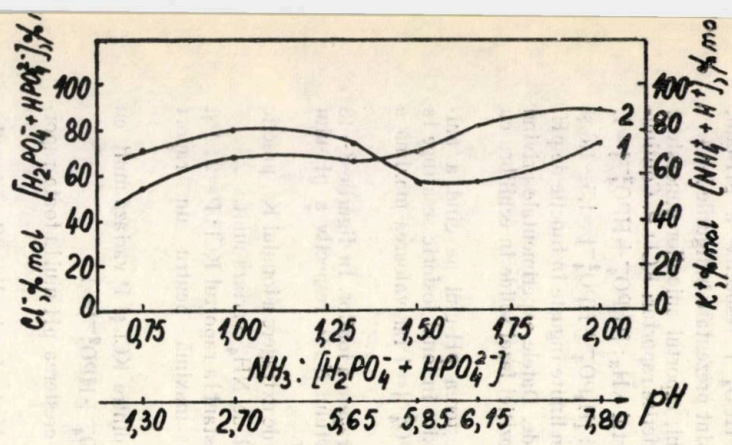


Fig. 7. Dependența compoziției fazei solide de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 2

1 – $Cl^- + [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$; *2* – $K^+ + [NH_4^+ + H^+]$

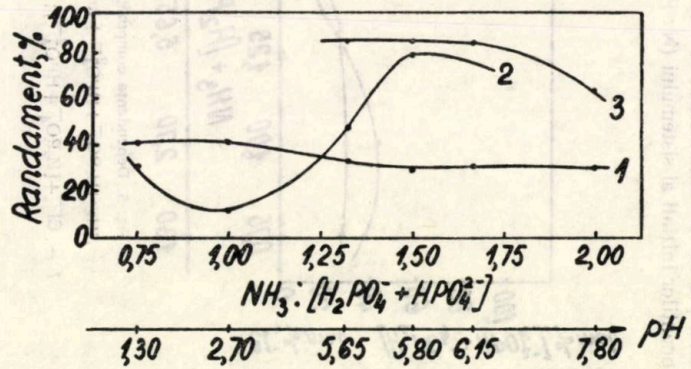


Fig. 8. Dependența randamentului de trecere în soluție a anionilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 2 : 1

1 – Cl^-; *2* – $H_2PO_4^-$; *3* – HPO_4^{2-}

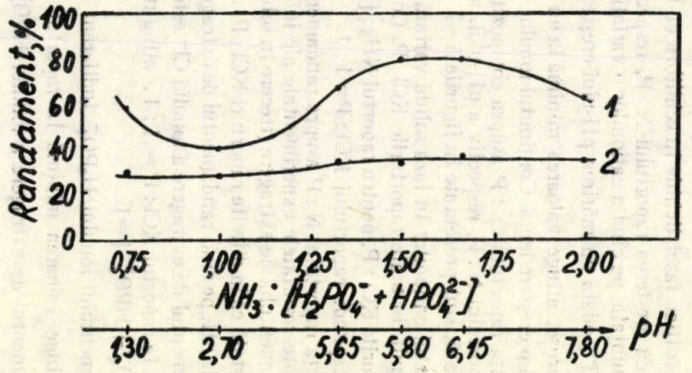


Fig. 9. Dependența randamentului de trecere în soluție a cationilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 2 : 1

1 – NH_4^+; *2* – K^+

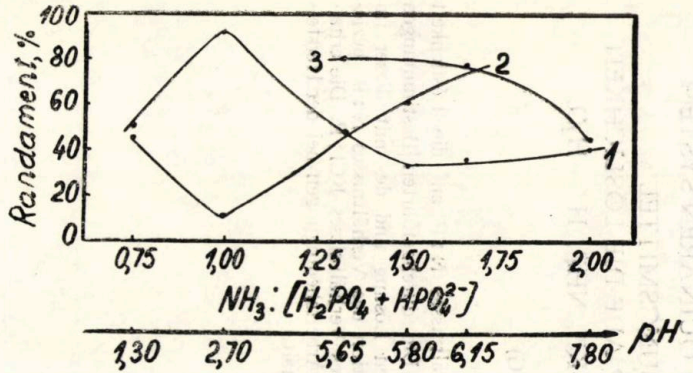


Fig. 10. Dependența randamentului de trecere în soluție a anionilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 1

1 — Cl^-; *2* — $H_2PO_4^-$; *3* — HPO_4^{2-}

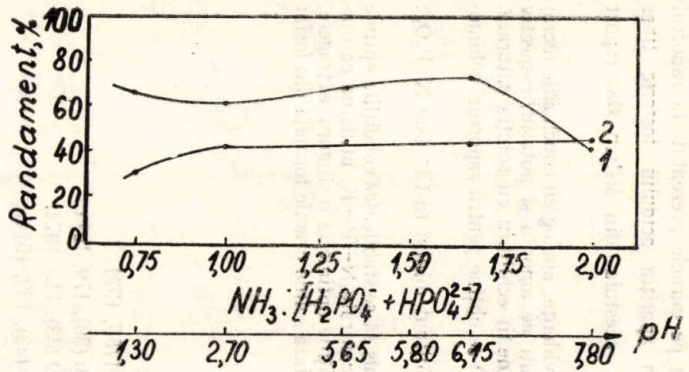


Fig. 11. Dependența randamentului de trecere în soluție a cationilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 1

1 — NH_4^+; *2* — K^+

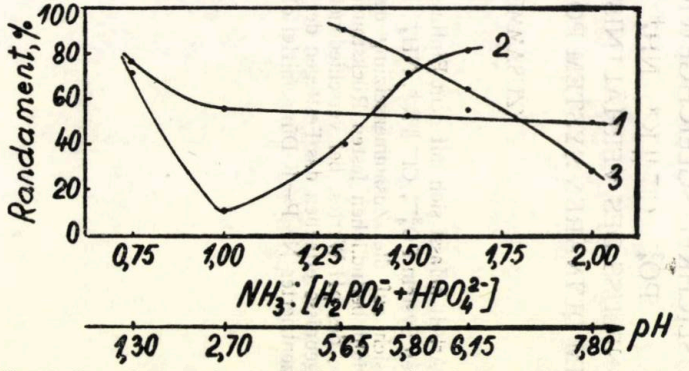


Fig. 12. Dependența randamentului de trecere în soluție a anionilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 2

1 — Cl^-; *2* — $H_2PO_4^-$; *3* — HPO_4^{2-}

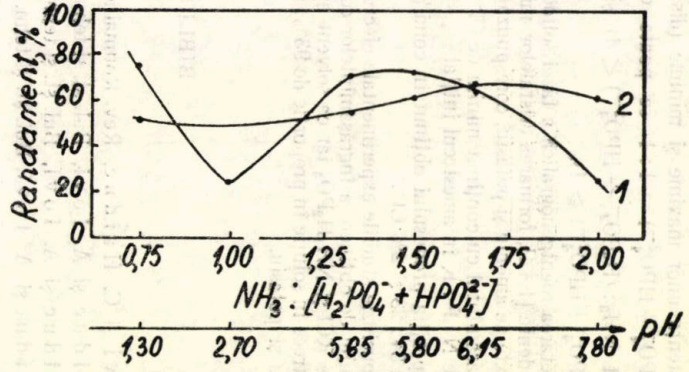


Fig. 13. Dependența randamentului de trecere în soluție a cationilor de raportul $NH_3 : [H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}]$ la raportul KCl : P = 1 : 2

1 — NH_4^+; *2* — K^+

Existența unor maxime și minime (discontinuități) pe curbele prezentate la raportul $NH_3 : (H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}) = 1 : 1$ se poate explica prin apariția acidului fosforic liber (la raport $NH_3 : (H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}) < 1$) și dispariția acestuia din sistem (la raport $NH_3 : (H_2PO_4^- + HPO_4^{2-}) \geq 1$).

Cercetarea roentgenografică a fazei solide a pus în evidență, analog cu concluziile lucrărilor precedente [1—4], formarea cristalelor mixte de fosfați de amoniu și potasiu, respectiv cloruri mixte de amoniu și potasiu, corespunzător fazei solide în echilibru cu soluția saturată.

Îngrășămîntul cu conținut minim de Cl^- (3,4% mol.) se obține pentru raporturi echimomoleculare N : P : K în amestecul inițial.

Compoziția produsului obținut în condițiile unui conținut minim în Cl^- este $N : P_2O_5 : K_2O = 5 : 54 : 23$ și 2% Cl^-.

În concluzie studiile experimentale efectuate au permis să se stabilească condițiile optime ale procesului de obținere a îngrășămintelor complexe concentrate N—P—K, utilizînd ca materii prime KCl și $NH_4H_2PO_4$ iar ca solvent apă. În condițiile optime la o singură extragere, ionul Cl^- trece în soluție în proporție de 93%, rezultînd o fază solidă practic formată din fosfat de amoniu și potasiu.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Iovi și C. Haiduc, Rev. Roumaine chim., 16, 1755, 1971.
2. C. Haiduc și A. Iovi, Bul. st. și tehn. al I.P.T, 16 (30), 179, 1971.
3. C. Haiduc și A. Iovi, Bul. șt. și tehn. al I.P.T, 19 (33), 115, 1974.
4. C. Haiduc și A. Iovi, Bul. șt. și tehn. al I.P.T, 19 (33), 169, 1974.

LÖSLICHKEITSGLEICHGEWICHTE IM QUINÄREN SYSTEM PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+- LÖSUNGSMITTEL V. EINFLUSS DES VERHÄLTNISSES N : P AUF DIE LÖSLICHKEIT IM QUINÄREN SYSTEM PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+—H_2O.

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit befasst sich mit dem Einfluss des Verhältnisses N : P auf die Löslichkeit im quinären System PO_4^{3-}, Cl^- || K^+, NH_4^+, H^+—H_2O. Die durchgeführten Bestimmungen beziehen sich auf die Zusammensetzung der gesättigten Lösung und des mit dieser im Gleichgewicht befindlichen festen Rückstandes als Funktion des Verhältnisses N : P, beziehungsweise des pH-Wertes, bei verschiedenen Werten des Verhältnisses KCl : P. Die erhaltenen Ergebnisse erlauben das Festlegen der optimalen Arbeitsbedingungen bei der Herstellung konzentrierter N—P—K-Düngemittel ohne Cl^--Gehalt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

INFLUENŢA VIBRĂRII ELECTRODULUI ASUPRA PROCESELOR DE OXIDARE
OXIDAREA ELECTROLITICĂ A SULFATULUI DE CROM (III) LA ACID CROMIC

DE

GH. FACSKO şi MARIA PORAICU

Primită la redacţie la data de 5.05.1975

Randamentele de curent la obţinerea pe cale electrolitcă a unor oxidanţi de mare utilitate în industria chimică sînt adeseori afectate de existenţa unei puternice subtensiuni de transfer de masă. Valoarea supratensiunii de transfer de masă poate fi micşorată prin ridicarea temperaturii, mărirea concentraţiei speciei reactante dar mai ales printr-o agitare intensă.

În lucrări anterioare [1—3] am arătat că prin vibrarea electrodului se realizează o deosebit de puternică agitare, o reducere simţitoare a grosimii stratului de difuziune şi în consecinţă o creştere accentuată a vitezei procesului de electrod.

Datorită importanţei pe care o prezintă compuşii cromului (VI) în special în industria coloranţilor, oxidarea electrolitică a sulfatului de crom (III) a fost obiectul preocupărilor unor serii de lucrări şi patente [4—9].

Procesele de electrod care au loc la oxidarea sulfatului de crom (III) în mediu de acid sulfuric se pot exprima prin următoarele ecuaţii :

$$\text{La anod: } 2\,Cr^{3+} + 7\,H_2O \rightarrow Cr_2O_7^{2-} + 14\,H^+ + 6e^- \quad (1)$$

$$\text{La catod: } 6\,H^+ + 6e^- \rightarrow 3\,H_2 \quad (2)$$

$$\text{Procesul global: } 2\,Cr^{3+} + 7\,H_2O \rightarrow Cr_2O_7^{2-} + 8\,H^+ + 3\,H_2 \quad (3)$$

Pe lîngă oxidarea cromului trivalent, la anod are loc şi degajarea concomitentă a oxigenului, chiar la valori mici ale densităţilor de curent, ducînd la pierderi însemnate de curent.

Pentru a evita reducerea catodică a acidului cromic format, compartimentul anodic se separă de cel catodic printr-o diafragmă.

Partea experimentală. Celula de electroliză era formată dintr-un pahar de 150 ml despărţit în două compartimente printr-un cilindru de porţelan poros. Anodul era un electrod de plumb avînd suprafaţa de 0,700, 1,455 şi 4,000 cm^2 în funcţie de cantitatea totală de electricitate şi de intensitatea curentului folosită în electroliză. El era staţionar sau vibrat cu 50 Hz şi 1,5 mm amplitudine, cu ajutorul unui vibrator electromagnetic, a cărui construcţie este descrisă într-o lucrare anterioară [10]. Catodul era din plumb şi staţionar. Volumul de soluţie supusă electrolizei era de 25 sau 50 ml pentru fiecare determinare, dozarea amestecului făcîndu-se volumetric [11—12]. Cromul (III) a fost oxidat la crom (VI) cu persulfat de amoniu în prezenţă de acid sulfuric concentrat şi azotat de argint, cantitatea totală de crom (VI) fiind dozată prin adăugarea unui exces de 0,1n $Fe(NH_4)_2\,SO_4 \cdot 4\,H_2O$ în prezenţă de acid fosforic şi retitrarea excesului cu 0,1n $KMnO_4$. Cromul (VI) a fost dozat direct în aceeaşi manieră.

Timpul maxim de electroliză s-a considerat cel corespunzător oxidării unei cantităţi de aproximativ 75% din cantitatea de sulfat de crom supusă electrolizei.

Rezultatele noastre experimentale sînt cuprinse în tabelele 1, 2 şi 3. Ele cuprind randamentele de curent la diferite temperaturi, densităţi de curent şi diferite grade de avansare a oxidării, pentru concentraţii iniţiale de 10, 20 şi 40 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ în 1 M H_2SO_4 atît pentru anod vibrat cît şi pentru anod staţionar.

Analizînd datele prezentate, se observă o scădere apreciabilă a randamentului de curent cu creşterea cantităţii de $Cr_2(SO_4)_3$ oxidat (exprimată în procente). Această scădere este mult mai accentuată pe un anod staţionar decît pe unul vibrat.

Pentru o mai bună ilustrare a influenţei vibrării anodului, în figurile 1, 2 şi 3 se redau randamentele de curent în funcţie de cantitatea de $Cr_2(SO_4)_3$ oxidat (%), la două densităţi de curent extreme, pentru concentraţii iniţiale şi temperaturi diferite.

După cum se vede, influenţa vibrării electrodului asupra randamentului de curent este apreciabilă şi cu atît mai mare cu cît cantitatea de sulfat de crom (III) oxidat este mai mare şi

Tabelul 1.

Valorile randamentelor de curent în funcție de densitatea de curent și cantitatea de sulfat de crom (III) oxidat pe un electrod de plumb staționar, respectiv vibrat în procesul de oxidare al soluțiilor de 10 g/l $Cr_2(SO_4)$ în 1M H_2SO_4 la diferite temperaturi

Densitate de curent A/cm²	0,025		0,050		0,092		0,240		0,465	
	% oxid	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %
Staționar temperatura=53°C	15,3	79,1	12,8	66,0	15,3	45,3	8,4	24,3	3,2	10,2
	27,5	63,0	22,9	52,0	25,8	30,0	13,5	15,2	4,7	5,0
	45,3	45,3	36,8	36,0	33,4	21,3	20,0	6,3	5,4	2,2
Vibrat temperatura =53 °C	19,1	100	19,4	100	24,4	68,8	13,7	41,0	7,8	25,0
	29,1	100	33,7	68,8	38,6	46,4	21,6	23,1	14,2	10,2
	61,7	63,9	53,2	50,0	49,3	30,0	26,8	15,3	20,3	4,0
Staționar temperatura =63 °C	16,6	80,0	13,1	67,3	16,6	45,1	8,5	25,1	3,2	10,2
	25,7	68,8	33,3	52,7	26,8	30,3	22,0	5,1	5,2	6,3
	48,4	50,3	38,1	38,3	35,3	24,5	15,7	8,2	6,5	4,2
Vibrat temperatura =63 °C	19,3	100	19,3	100	24,8	70,3	14,3	42,5	12,0	26,5
	33,7	100	34,8	72,7	40,0	45,1	22,4	23,7	18,0	12,3
	63,0	64,3	54,0	50,1	52,1	32,3	29,0	19,3	20,0	7,2
Staționar temperatura =73 °C	15,4	80,0	13,1	68,0	16,5	46,3	6,7	24,7	4,6	14,8
	28,3	65,6	23,1	52,0	26,9	30,0	14,7	18,5	6,9	7,4
	46,9	45,0	34,7	38,0	33,0	18,1	17,3	8,8	8,9	4,9
Vibrat temperatura =73 °C.	19,3	100	19,3	100	26,1	74,0	10,3	50,5	10,0	32,1
	38,5	100	35,5	84,0	44,4	57,0	25,0	33,0	16,9	22,2
	76,9	70,0	56,3	54,0	57,7	38,5	32,7	20,3	20,8	12,3

Tabelul 2.

Valorile randamentelor de curent în funcție de densitatea de curent și cantitatea de sulfat de crom (III) oxidat pe un electrod de plumb staționar, respectiv vibrat în procesul de oxidare al soluțiilor de 20 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ în 1M H_2SO_4 la diferite temperaturi

Densitate de curent A/cm²	0,050		0,092		0,172		0,240		0,463	
	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %
Staționar temperatura=53 °C	8,3	74,5	7,6	38,3	4,0	29,8	4,1	22,0	3,2	18,5
	14,2	57,1	13,3	29,3	7,1	23,2	7,6	18,3	5,3	12,1
	30,0	18,0	19,5	11,1	14,0	10,1	10,8	2,8	6,7	8,0
Vibrat temperatura=53 °C	10,7	100	16,0	81,1	10,7	76,3	11,2	59,3	7,6	43,5
	21,5	100	27,0	55,3	17,8	56,4	18,0	35,2	12,5	28,2
	55,3	30,0	39,4	26,1	32,3	23,5	27,3	12,5	19,9	11,3
Staționar temperatura=63 °C	8,0	74,1	9,2	46,3	5,4	40,3	5,3	28,3	3,9	22,5
	14,7	62,6	16,5	37,1	9,8	32,5	9,2	20,3	6,5	14,6
	35,0	28,1	24,9	17,5	20,9	10,2	15,8	10,3	11,2	6,1
Vibrat temperatura=63 °C	10,8	100	17,3	87,5	10,5	77,8	11,2	59,3	8,1	46,3
	21,5	100	29,8	63,3	18,7	61,3	20,0	46,2	15,4	34,7
	57,9	47,3	45,8	35,6	40,2	20,3	35,1	14,0	24,6	15,3
Staționar temperatura=73 °C	7,8	72,5	9,9	50,5	6,4	48,0	7,2	38,1	5,0	29,7
	14,8	65,3	18,4	41,0	11,2	35,2	11,9	25,3	8,6	19,8
	37,3	27,3	28,5	20,0	22,6	17,1	20,0	11,2	13,7	8,5
Vibrat temperatura=73 °C	16,7	100	17,7	89,3	11,2	83,4	13,2	70,0	10,4	59,9
	21,6	100	31,8	71,9	20,7	70,4	23,5	55,1	17,4	47,5
	65,5	58,9	53,6	50,1	45,0	30,0	41,7	27,3	32,4	25,2

Tabelul 3

Valorile randamentelor de curent în funcţie de densitatea de curent şi cantitatea de sulfat de crom (III) oxidat pe un electrod de plumb staţionar, respectiv vibrat în procesul de oxidare al soluţiilor de 40 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ în 1M H_2SO_4 la diferite temperaturi

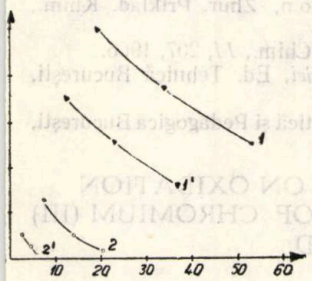
Densitate de curent A/cm²	0,050		0,092		0,172		0,463		0,616	
	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %	% oxid.	Rand. %
Staţionar temperatura=53 °C	20,4	68,2	7,7	61,3	6,8	49,5	5,4	33,0	4,4	22,3
	30,9	52,3	18,7	54,2	11,9	38,1	9,5	25,1	5,9	15,0
	43,5	40,1	32,3	29,3	23,7	27,0	20,0	6,3	11,4	10,3
Vibrat temperatura=53 °C	30,0	100	14,7	100	11,8	87,2	10,8	66,6	10,0	50,0
	39,3	93,2	34,4	75,0	21,8	72,9	19,9	55,0	14,3	43,2
	54,9	77,1	54,7	49,0	44,3	48,5	37,1	40,0	28,3	25,4
Staţionar temperatura=63 °C	8,1	75,3	12,0	60,8	7,2	53,5	6,7	38,5	2,9	30,4
	21,9	66,1	31,3	45,3	13,3	44,6	12,2	31,7	9,2	27,2
	40,0	53,2	29,3	40,7	27,7	34,5	21,5	25,2	17,9	16,4
Vibrat temperatura=63 °C	10,7	100	18,2	60,8	7,2	53,2	6,7	38,5	2,9	30,4
	32,3	100	33,2	76,0	21,8	74,3	22,0	58,1	19,3	51,5
	58,3	80,5	57,1	55,4	45,0	53,2	39,0	44,5	36,9	33,3
Staţionar temperatura=73 °C	8,7	80,0	12,8	65,4	14,1	48,0	7,9	45,2	13,6	78,1
	23,7	70,0	29,8	52,7	8,0	57,0	14,0	35,3	11,0	27,1
	44,1	58,0	39,3	48,3	31,0	40,0	24,3	28,5	20,8	20,2
Vibrat temperatura=73 °C	11,0	100	20,0	100	12,3	91,3	13,6	78,1	8,6	74,2
	21,5	100	36,6	85,5	23,1	79,0	24,9	65,0	22,8	61,2
	78,3	75,5	70,8	64,3	49,6	53,2	41,5	54,3	42,3	41,7

cu cît concentraţia iniţială a soluţiei este mai mică, adică cu cît soluţia este mai diluată în sulfat de crom (III).

Din datele noastre experimentale se mai constată o puternică scădere a randamentului de curent cu creşterea densităţii de curent. Această scădere este mult mai puternică pe un anod staţionar decît pe unul vibrat, fapt ilustrat în figurile 4, 5 şi 6 care redau randamentele de curent în funcţie de densitatea de curent pentru o concentraţie iniţială, temperatură şi grad de oxidare date.

După cum se vede, scăderea randamentului de curent cu creşterea densităţii de curent este cu atît mai accentuată cu cît temperatura şi concentraţia iniţială a sulfatului de crom (III) sînt mai scăzute.

Concluzii. Rezultatele noastre experimentale indică o influenţă deosebit de favorabilă a vibrării electrodului asupra procesului de oxidare a sulfatului de crom (III) ceea ce se traduce



1. Randamentele de curent în funcţie de cantitatea de Cr(III) oxidat la C, pentru soluţii de 10 g/l $Cr_2(SO_4)_3$: ' — 0,050 A/cm² vibrat, respectiv staar; 2, 2' — 0,463 A/cm² vibrat, respectiv staţionar.

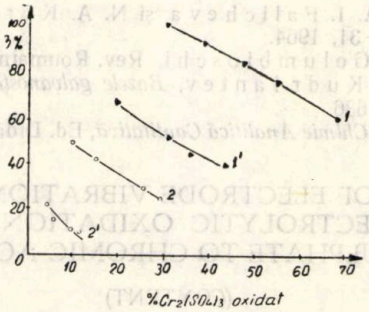


Fig. 2. Randamentele de curent în funcţie de cantitatea de Cr(III) oxidat la 73 °C pentru soluţii de 10 g/l $Cr_2(SO_4)_3$: *1, 1'* — 0,050 A/cm² vibrat, respectiv staţionar; 2, 2' — 0,463 A/cm² vibrat, respectiv staţionar.

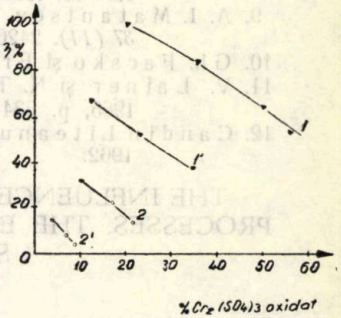


Fig. 3. Randamentele de curent în funcţie de cantitatea de Cr(III) oxidat, la 53 °C pentru soluţii de 40 g/l $Cr_2(SO_4)_3$: *1, 1'* — 0,050 A/cm² vibrat, respectiv staţionar; 2, '2 — 0,616 A/cm² vibrat, respectiv staţionar.

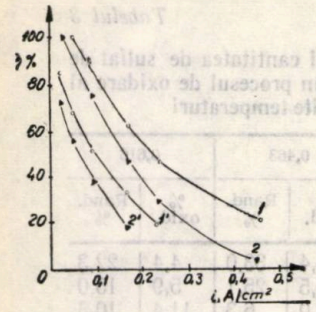


Fig. 4. Randamentul de curent în funcţie de densitatea de curent, pentru soluţii de 10 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ la 53 °C : *1*, *1'* — 10% Cr(III) oxidat, electrod vibrat, respectiv staţionar; *2*, *2'* — 20% Cr(III) oxidat, electrod vibrat, respectiv staţionar.

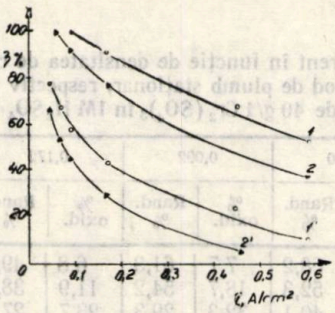


Fig. 5. Randamentul de curent în funcţie de densitatea de curent, pentru soluţii de 40 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ la la 53 °C : *1*, *1'* — 10% Cr(III) oxidat, electrod vibrat, respectiv staţionar; *2*, *2'* — 20% Cr(III) oxidat, electrod vibrat, respectiv staţionar.

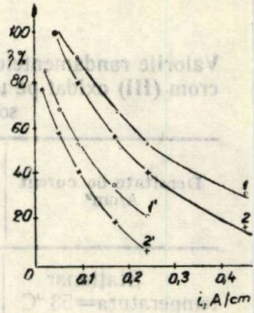


Fig. 6. Randamentul de rent în funcţie de densi tea de curent, pentru solu de 10 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ la 73 °C : *1'* — 10% Cr(III) oxidat, electr vibrat respectiv staţionar; *2'* — 20% Cr(III) oxidat, electr vibrat, respectiv staţionar.

prin valorile randamentelor de curent mult superioare faţă de cele obţinute pe electrodul staţionar.

Se constată că influenţa vibrării anodului este cu atît mai marcantă, cu cît randamentele de curent corespunzătoare pe un anod staţionar sînt mai scăzute, adică cu cît densităţile de curent sînt mai ridicate, gradul de oxidare mai înaintat iar temperatura şi concentraţia iniţială a substanţei de oxidat mai scăzute.

Această influenţă favorabilă a vibrării permite desfăşurarea proceselor de oxidare cu randamente de curent convenabile, pînă la grade de oxidare mai înaintate şi mai ales la densităţi de curent anodice mult mai mari, mărind astfel randamentele de transformare, dar mai ales productivitatea celulelor de electroliză, factori hotărîtori din punct de vedere economic, la aprecierea unui proces tehnologic.

BIBLIOGRAFIE

1. Gh. Facsko, Studii şi Cercetări Ştiinţifice Timişoara, *2*, 143, 1955.
2. Gh. Facsko, XV Congres internaţional I.U.P.A.C., 1957.
3. Gh. Facsko, Rev. Roumaine Chim., *21*, 191, 1966.
4. V. I. Tomilov, Zhur. Priklad. Khim., *30*, 1785, 1957.
5. M. Kaeppel, Chem. Ing. Tech., *35*, 386, 1963.
6. F. I. Kukoz, Trudy Novocherkasskogo Politekh. Inst. Raboty Kafedry Fizic, *159*, Nr. 73, 131—136.
7. Ingris Alexander, Czech., *127*, *040*, 15 Apr. 1968.
8. Michael Jahrstorfer şi Michael Aschenbrenner, Ger., *1022*, *561*, Ian. 16, 1958.
9. A. I. Matantsev, A. I. Falicheva şi N. A. Korzon, Zhur. Priklad. Khim., *37 (11)*. 2426—31, 1964.
10. Gh. Facsko şi Fr. Golumbioschi, Rev. Roumaine Chim., *11*, 207, 1966.
11. V. Lainer şi N. T. Kudriantev, *Bazele galvanostegiei*, Ed. Tehnică Bucureşti, 1965, p. 634—636.
12. Candin Liteanu, *Chimie Analitică Cantitativă*, Ed. Didactică şi Pedagogică Bucureşti, 1962.

THE INFLUENCE OF ELECTRODE VIBRATION ON OXIDATION PROCESSES. THE ELECTROLYTIC OXIDATION OF CHROMIUM (III) SULPHATE TO CHROMIC ACID

(CONTENT)

In this work the results obtained by study of influence of electrode-vibration, on curent-output at the electrolytic oxidation of cromium (III) sulphate to cromic acid are presented. The solutions submitted to electrolysis had a content of 10, 20 and 40 g/l $Cr_2(SO_4)_3$ in 1M H_2SO_4 and temperatures of 53°, 63° and 73 °C.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) Fascicola 1—1976

INFRARED SPECTRA OF AMIDIC-DERIVATIVES OF CARBONIC ACID VIII. *N,N*-DIALKYLTHIOCARBAMOYL CHLORIDES

BY

C. DĂESCU and R. BACALOGLU

Received 52.04.1975

Some *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides have been obtained for studies of there solvolytic reactions. As the literature concerning infra-red spectra interpretation of carbonic acid thioderivatives, is scanty and very few corelations between absorption bands and structure have been established, it was useful to present the results about *N,N*-dialkylcarbamoyl chlorides.

Results and disscusions. As no infrared studies of carbamoyl chlorides have been made we have assigned the absorption bands in agreement with the data about thioamides, thioureas and dithiocarbamic acid derivatives reviewed in our previous paper of this series [1] as well as the data about carbonic acid chlorides and thiochlorides. The most significant infrared bands of the thiocarbamoyl chloride group are presented in Table 1.

Table 1

Characteristic absorption bands for the thiocarbamoyl chloride group (cm^{-1})

Assignment of the bands. — \ Compound [a]	I	II	III	IV	V	VI	VII	VIII
NCS I	1 532i [b]	1 520i	1 500i	1 500i	1 495i	1 492i	1 480i	1 490i
NCS II	1 245i	1 200i	1 250i	1 255i	1 220i	1 260i	1 250i	1 230i
NCS III	1 056i	1 072i	1 090i	1 090i	1 110i	1 118i	1 110i	1 110i
NCS IV	862i	827i	850i	870i	855i	870m	945i	820i
NCS V	575m	562m	590m	595m	555m	542m	557i	557i
ν_{C-Cl}	560m	500m	535m	535m	615m	695m	615m	585m
δ_{NCSCl}	455m	430m	425m	445m	465m	415m	455m	484w
	418m			405m	410m		415w	438m

a) For the compunds see Table 2.
b) i-intense ; m-medium ; w-weak.

The vibrational coupling of C—N and C=S bonds is to such an extent important in the thioamidic derivatives that it is very difficult to distinguish vibrations of the above mentioned particular bonds. The few bands characteristic of the thioamidic system should also be considered as skeletal modes and called „Thioamidic bands" [1].

The thioamidic band I has an important contribution of the C—N bond as it has been found by normal vibration calculation for thioformamide [2], thiourea [3—5], *N,N'*-dimethylthiourea [6] and *N,N'*-dimethyldithiocarbamat anion [7—8] and thus it is the most sensitive to structural modifications. In the case of *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides this band appears in the range of 1480—1535 cm^{-1} which proves an important double bond character of the C—N bond. As we could notice in the case of *N,N'*-tetraalkylthiouram disulfides too [1], the „Thioamidic band I" of thiocarbamoyl chlorides *N*-disubstituted with small alkyl radicals have higher frequencies as these of the thiocarbamoyl chlorides *N*-disubstituted with largerones which can

hinder at least partially the coplanarity of the molecules and so the conjugation of the system. Phenyl substituted derivatives have the lovest frequencies which can be explained by both the steric and the mesomeric effect of this group.

Although there is no consensus in literature [1] about the assignment of the „Thioamidic II" bands we assume that a band in the range 1200–1250 cm^{-1} can be considered characteristic for the thiocarbamoyl chlorides.

This band and the „Thioamide III and IV" bands which have been found in the ranges 1 050–1120 cm^{-1} and 820–875 cm^{-1} are usually considered to have an important C=S contribution [1–8 and 9 pg. 312]. As frequencies of the „Thioamide IV" band are to a great extent lowered by *S*-complexing and increased by electron with drawing attached groups [1], these can be considered to have the most important C=S contributions. In the case of *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides this band is in a rather high range comparatively to simple thioamides (690–790 cm^{-1}[1]) or thioureas (730–830 cm^{-1} [1]) proving a greater degree of double bond character of the C=S bond.

The „Thioamide V" band which should have contributions of deformation vibrations is much more specific to the thioamidic system. A medium or intense band in the range 550–600 cm^{-1} has been assigned to this vibration. Other deformations vibrations characteristic to *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides have been found in the range 400–490 cm^{-1}.

The C–Cl stretching vibration are usually difficult to assign. Normal vibration calculations allowed to assign for phosgene two bands (570 and 849 cm^{-1} [10]; for methyl chloroformate a band at 487 cm^{-1} [11] or 822 cm^{-1} [12] and for ethyl cloroformate a band at 487 cm^{-1} [13] for this vibration. The study of integrated intensities for some substituted phenyl chloroformates allowed the assignment of a band between 480–586 cm^{-1} [14] to the same vibration. A band in the range 445–447 cm^{-1} and 660–672 cm^{-1} has been found for the C–Cl stretching vibration in *N*-methylcarbamoyl chlorides [15] and *N,N*-dialkylcarbamoyl chlorides [16] respectively.

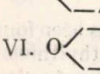
In the case of *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides we assigned a band in the range 500–695 cm^{-1} to this vibration. The quite great difference between the these bands of the studied compounds sugests a rather important coupling with other vibrations as C–N or C=S stretchings.

Experimental. The *N,N*-dialkylthiocarbamoyl chlorides were obtained by the chlorination of *N, N'*-tetraalkylthiouram disulfides (method A) [17] or the reaction of thiophosgene with the corresponding amines (method B) [18] and are shown in table 3.

The infrared spectra were determined with a spectrophotometer Carl Zeiss Jena Type Ur-10, using solid films on KBr plates or liquid films between KBr plates.

Table 3.

Synthese and proprieties of *N, N*-Dialkylthiocarbamoyl chlorides.

Compound	Method	η%	Purification	M.P. (n_D^{20}) (M.P. Lit.) °C	Lit.
I. $Me_2N-CS-Cl$	A	81	from petroleum ether	41.5–42.5	
				(42)	19
				(42.5)	17
				(43.5)	18
II. $Et_2N-CS-Cl$	A	74	from petroleum ether'	47–48.5	
				(48–51)	19
				(49)	17
				(46–46.5)	18
III. $Pr_2N-CS-Cl$	A	86	vacuum distillation	1.5288	–
IV. iso-$Bu_2N-CS-Cl$	B	71	from ether	45–47	
				(46–48)	17
V.  $N-CS-Cl$	A	88	from petroleum ether	63–65	
				(66.5)	19
VI. O $N-CS-Cl$	A	94	from ether	68.5–69	
				(69)	19
VII. Ph (Me) $N-CS-Cl$	B	87	from ether	34–35	
				(34.5–35)	18
VIII. Ph (Et) $N-CS-Cl$	B	83	from ether+ $+CH_2Cl_2$ and petroleum ether.	56.5–57	
				(56.5–57)	18

LITERATURE

1. Dăescu C., Bacaloglu R. and Ostrogovich G., Bul. şt. şi tehn. al Inst. Polit. Timişoara 1973, *18* (32), 123.
2. Davies M., and Jones W.J., J. Chem. Soc., *1958*, 955.
3. Aitken G. B., Duncan J. L. and Mc. Quillan A. P., J. Chem. Soc., *A 1971*, 2695.
4. Stewart J. E., J. Chem. Phys., 1957, *27*, 248.
5. Haritonov I. I., Brega V. D. and Ablov A. V., Zhur. Neorg. Khim., 1970, *15*, 3163.
6. Ritchie R. K., Spedding H. and Stelle D., Spectrochim. Acta, 1971, *27 A* 1597.
7. Jensen K. A., Dahl B. M., Nielsen P. H. and Booch A., Acta Chem. Scand., 1971, *25*, 2029.
8. Socolskii D. V., Kurasvili L. M. and Zavorohina I. A., Izvest. Akad. Nauk Kazah. SSSR, Ser. Khim. 1971, *6*, 10.
9. Colthup B. N., Daly L. H. and Wiberley E. S., *Introduction to infrared and raman spectroscopy*, New-York London, Academic Press, 1964.
10. Becher H. J. and Adrian A., J. Mol. Struct., 1971, *7*, 323.
11. Collingwood B., Lee H. and Wilmshurst J. K., Austr. J. Chem., 1966, *19*, 1637.
12. Nyquist R. A., Spectrochim. Acta 1972, *28 A*, 285.
13. Charles S. W., Jones G. L., Owen N. L., Cyvin S. J. and Cyvin B. N., J. Mol. Struct., 1973, *16*, 225.
14. Bacaloglu R., Bacaloglu I., Csunderlik C. and Ostrogovich G., J. prakt. chem. 1971, *313*, 331.
15. Buder W. and Schmidt A., Spectrochim. Acta, 1973, *29 A*, 1419.
16. Dăescu C., Bacaloglu R. and Ostrogovich G., Bul. şt. şi tehn. al Inst. Polit. Timişoara 1972, *17* (31), 104.
17. Gashorn G. H., Lewis W., Jaul E. and Ritter E. J., Org. Synth. 1955, *35*, 55.
18. Bieleter O., Ber., 1887, *20*, 1629; 1893, *26*, 1686.
19. Birkofer L. and Krebs K. Tetrahedron Lett. *1968*, 885.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1948 KÖZPONTI KÖNYVTÁR

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

INFRARED SPECTRA OF AMIDIC DERIVATIVES OF CARBONIC ACID IX. CONFORMATION AND HYDROGEN BOND ASSOCIATION OF *N*-SUBSTITUTED URETHANS

BY

R. PALEA, C. DĂESCU and R. BACALOGLU

Received 15.11.1975

The infrared-spectra study of liquid *N*-methyl-urethans has the equilibrium between a polymeric associate of the „trans-cis" conformation and a dimer with „cis-cis" conformation. In CH_2Cl_2 solution the dimer is in equilibrium with free „trans-cis" molecules of *N*-methyl-urethan. Association constants of some *N*-substituted urethans in CH_2Cl_2 are determined rather by electronic than by steric effects of the substituents.

A large number of *N*-methyl- and *N*-dimethyl-carbamates are used as high selective insecticides and some alkyl and aryl-carbamates are good soil selective herbicides [1]. Many carbamates have become important intermediates in organic syntheses.

The study of hydrogen bond complexes of *N*-monosubstituted urethans has been found interesting for the use of infrared absorption in the analyses of these compounds.

Results and discussiones. The more significant urethane group bands of the infrared spectra of liquid *N*-methyl-urethan and its CH_2Cl_2 solutions are presented in table 1.

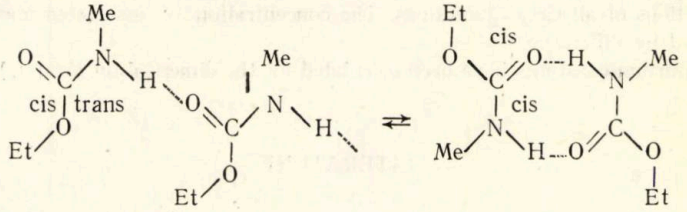
Table 1

The more important of *N*-methyl-urethan infrared spectra (cm^{-1})

Assignment	State	Free	Dimer	Polymer
NH stretching	liquid	—	3 360	3 360
	Sol. CH_2Cl_2 1.95M	3 475	3 375	3 375
	Sol. CH_2Cl_2 0.40M	3 475	3 380	—
C=O stretching (Amidic I)	liquid	—	1 728	1 700 ; 1 712
	Sol. CH_2Cl_2 1.95M	1 720	1 735	1 700
	Sol. CH_2Cl_2 0,40M	1 720	1 730	—
NH bending + CN stretching (Amidic II)	liquid	—	1 490	1 552 ; 1 542
	Sol. CH_2Cl_2 1.95M	1 535	1 490	1 550
	Sol. CH_2Cl_2 0.40M	1 530	1 495	—
NH bending CN stretching (Amidic III)	liquid	—	1 340	1 270
	Sol. CH_2Cl_2 1.95M	1 255	1 340	1 270
	Sol. CH_2Cl_2 0.40M	1 250	1 340	—
NCO ; NH ; CO bending (Amidic VI)	All above	682	682	682
CO—O stretching	All above	1 147	1 147	1 147
OCO—C stretching	All above	950	950	950

A „cis" conformation of the ester part of urethan molecule EtO—CO is supported by the two bands with a major contribution of the stretching CO—O group vibration. These bands are similar with alkyl-chloroformates (1 200 and 941 cm^{-1} [2] ; 1 178 and 827 cm^{-1} [4] ; 1 159 and 954 cm^{-1} [3] or dialkyl-carbonates (1 116 and 922 cm^{-1} [2]'; 1 120 and 973 cm^{-1} [5]) CO—O and O—CH_2-stretchings. The „cis" conformation of the latter compounds has been demonstrated by infrared, microwave or N.M.R. spectroscopy. The normal coordinate analysis of amidic compounds has shown that amidic II and III bands the most significant for CO—NH conformation determination. The coupling of N—H in plane bending and C—N stretching is more important in the „trans" than in „cis" conformations and determines a bigger difference between the wave number of the two amidic bands [6] („trans" : 1 500—1 600 and 1 200—1 300 cm^{-1} ; „cis" : 1 400—1 500 and 1 300—1 400 cm^{-1}). According to the band assignment from table 1, which seemed the more adequate for the general feature of the spectrum, the free *N*-methyl-urethan and its polymer assume a „trans" conformation, while the dimer assumes a „cis" one. The amidic band I, C=O stretching vibration, although being less sensitive to amidic conformation confirms the above interpretation. The free „trans" urethans show this band between 1 700 and 1 735 cm^{-1} and it appears between 1 680—1 700 cm^{-1} for their hydrogen complexes [7]. It is also known [6], [8] that the „trans" amidic groups present a lower C=O stretching vibration than the „cis" ones.

In conclusion, in liquid *N*-methyl-urethan there is an equilibrium between the „trans-cis" polymer and the „cis-cis" dimer :



In CH_2Cl_2 solutions the polymer is split and an equilibrium between the dimer of „cis-cis" isomer and free „trans-cis" urethan appears.

Similar equilibria have been found by infrared spectroscopy in the case of *N*-methyl-carbamoyl chlorides [9].

The equilibrium constants for dimer-monomer equilibria of some *N*-substituted urethans are presented in table 2. As can be expected, thanks to the „cis-cis" conformation in the dimer,

Table 2

Association constants and molar extinction coefficients for *N*-substituted urethans

R	ν_L cm^{-1}	ε_L	ν_A cm^{-1}	ε_A	Nr. det.	Conc. mole/l	K l/mole	t °C
H	3 441	10.66±0.37	3 365	20.04±0.12	12	0.5—2.8	0.51±0.02*	25
Me**	3 474	13.39±0.77	3 375	11.56±0.17	18	0.4—2.0	0.53±0.03	25
					8	0.5—2.0	0.60±0.03	15
					9	0.5—2.0	0.44±0.03	35
Et	3 464	10.95±0.09	3 362	13.90±0.55	10	0.8—2.5	0.33±0.03	25
iPr	3 453	10.70±0.33	3 360	14.88±0.19	8	0.8—3.0	0.31±0.03	25
Ph	3 442	14.67±0.25	3 348	13.53±0.14	7	0.3—1.7	0.50±0.03	25

* Corrected statistically.

** $\Delta H_0 = -2.58 \pm 0.17$ Kcal/mole, $\Delta S_0 = -10.0 \pm 0.6$ cal/mole °K.

the steric effects do not change these constants to significant extent. The electronic effects which determine NH acidity seem to be more significant. The electron-attracting groups which increase the NH acidity promote the association by hydrogen bonds in dimers.

The association enthalpy of 2.58 Kcal/mole represents the difference between the energy of two hydrogen bonds and the „trans-cis" to „cis-cis" isomerisation energy. This isomerisation energy is dificult to estimate but if 0.6 Kcal/mole is taken as it has been found for *N*, *N'*-dialkylthioureas by N.M.R. spectroscopy, the energy of a hydrogen bond becomes about 1.5 Kcal/mole. This value is similar to those generally accepted for N—H ... O bands (2—3 Kcal/mole [11]). The low association entropy is justified by the order-increasing through dimerisation.

The extinction coefficients from table 2 can be used for the quantitative analysis of urethans in aprotic solvents. For example the analyses of a *N*-methyl-urethan sample gave: 92.3%, 89.4%, 93.6%, 92.1%, 95.1%, 93.0% mean: 92.6±0.8%.

Experimental. *N*-Alkyl-urethans have been obtained by the reaction of ethyl-chloroformate with the proper amins [12]. Urethan and *N*-phenyl-urethan were commercial samples. The product purities were checked by gas chromatography and infrared spectroscopy. Methylene chloride (p.a. „Reactivul") was dried over P_2O_5, distilled and kept over 5 Å molecular sieves.

Infrared spectra have been recorded using a Carl Zeiss — Jena model UR-10 spectrophotometer and a glass infrared cell with silicium windows and thermostatic mantle. The extinction coefficients for free NH groups have been measured at low concentrations by which the association was negligible. These coefficients have been used for the determination of free urethane concentrations of all CH_2Cl_2 solutions. The concentration of associated molecules have been determined by difference.

The equilibrium constants have been calculated for the dimerisation $K=[U_a] / [U_1]^2$.

LITERATURE

1. Margareta Avram, *Antidăunători*, Ed. Academiei RSR București 1974 p. 245, 436.
2. B. Collingwood, M. Lee, J. K. Wilmshurst, Austr. J. Chem. *19*, 1637, 1966.
3. R. A. Nyquist, Spectrochim. Acta *28A*, 285, 1972.
4. S. W. Charles, C. I. L. Jones, N. L. Owen, J. Cyvin, B. N. Cyvin, J. Mol. Struct. *16*, 225, 1973.
5. J. E. Katon, M. D. Cohen, Canad. J. Chem. *53*, 1378, 1975.
6. T. Myazawa, T. Shimanouchi, S. Mizushima, J. Chem. Phys. *24*, 408, 1956; *29*, 64, 1958; T. Myazawa, J. Mol. Spectr. *4*, 155, 1960; T. Uno, K. Machida, Bull. Chem. Soc. Japan; *34*, 551, 821, 1962; *35*, 276, 1226, 1962; *36*, 427, 1963.
7. R. A. Nyquist, Spectrochim. Acta *29A*, 1635 1973; J. C. Carter, J. E. Devia, Spectrochim Acta *29A*, 623, 1973.
8. Y. Mido, Spectrochim. Acta *28A*, 1503, 1972, *29A*, 1, 1973.
9. W. Buder, A. Schmidt, Spectrochim. Acta *29A*, 1419, 1973.
10. R. H. Sullivan, E. Price, Org. Magn. Res. *7*, 143, 1975.
11. G. Olah, *Theoretische Grundlagen der Organische Chemie*, Akademie Verlag Berlin 1960. p. 121.
12. B. Eisert, Ang. Chem. *54*, 129, 1941; Org. Synth. Coll. Vol. II. 1948, 278; Houben-Weyl, *Methoden der Organische Chemie*, Vol VIII/III, Georg Thieme Verlag, Stuttgart, 1952, p. 138.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

THE DIELECTRIC CONSTANT METHOD APPLIED TO THE KINETIC STUDY OF HYDRATION PROCESSES OF CEMENT PASTES

BY

MARIANA POP and ST. POPOVICI

Received 7.05.1975

The complexity of hydration-hydrolysis fenomena, wich determine the cement paste hardening, makes it difficult to put into evidence the kinetic of this process, the behaviour of the cement mineralogic constituents in the mixture being not quite identical to that of the individual constituents.

Studies concerning the paste conductibility [1], [2] and admitance [3], [4] during the setting time have established the existence of ionic processes which generally increase at the end of setting without clearly indicating all the stages, neither the beginning of the setting.

In order to put these facts into evidence and considering that the selective hydration of the constituents is produced by competitive-consecutive reactions, in which water is the common competitive reactive agent, we proposed to determine the free water variation by means of the dielectric constant, whose decrease in time may indicate the water bound at different stages of the cement paste evolution up to its complete setting.

The water permitivity being very great compared to that of the cement powder and its hydration products, the selective binding of water molecules in the crystal lattice of the hydrates significantly reduces the cement paste dielectric constant. Using this method to the kinetic study of a monomineral binding hydration, Osiowski [5] has found good agrement between the theoretically established exponential expression and the experimental curve.

Experimental. A dielectric constantmetre Oehme type 60 GK with the 7 MHz quartz oscillator, has been used.

The effect of the dielectric constant change of the paste is compensated by the calibration capacitance variation whose step is read on the apparatus drum, divided in 180 divisions, with an absolute error of ± 0.1. For a certain inductance there is a linear dependence between the dielectric constant ε and the resonance corresponding x division:

$$\varepsilon = k\,(180 - x) \quad \text{or} \quad x = 180 - \frac{\varepsilon}{k}\,.$$

As both values express the free water change in time, diagrams $x = F(t)$ have been first drawn by means of the recorded values, diagrams wich then, by a 180° rotation, lead to the symmetrical curves $\frac{\varepsilon}{k} = \varepsilon' = f(t)$, thus avoiding the determination of constant k.

In order to facilitate the comparison of the behaviour of cement pastes with different water content, we plotted, instead of the above mentioned curves, the differences between the recorded values and the minimum value, $\Delta x = F(t)$ (and slightly moved the ordinate origin) wich by a 180° rotation gave the symmetrical curves $\Delta\varepsilon' = f(t)$, (Fig. 1).

The dielectric constant method applied to the present study requires an adequate measuring cell for which we chose from the literature the type proposed by Tobio [3] with too copper ring shaped electrodes, attached on the outer wall of a glass test tube (Fig. 2) but for which it was necessary to double the size in order to avoid air bubbles at the paste introduction [6]. The outer test tube walls were greased with paraffin oil in order to protect electrodes against moisture.

The determination of cement paste consistency as well as of the setting time has been performed by means of the Tetmeyer sonde and the Vicat needle, as indicate by STAS [7].

Discussion. Among a great number of experimental curves, corresponding to cement pastes of variable water content, four representative types have been selected (Fig. 1, *a*, *b*, *b'*, *c*) whose discontinuities give indications on the characteristic stages of the physical and chemical changes of the cement paste during its hardening as well as on the setting time.

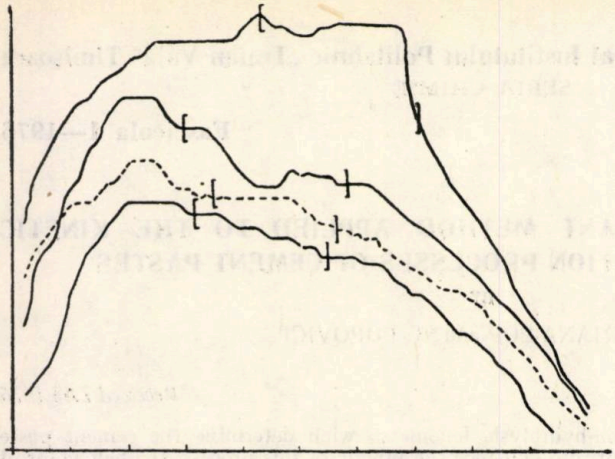


Fig. 1. Plot of the $\Delta\varepsilon'$ against time .
(*a* — 21.6% water, *b* — 22,05% water, *b'* — 22.5% water, *c* — 25% water).

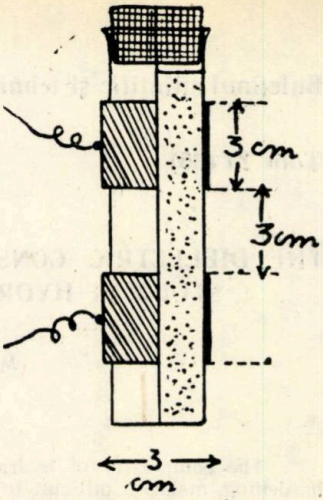


Fig. 2. The measuring cell.

The comprehension of different steps wich are extremly evident at the cement paste of normal consistency (Fig. 1, *b*), has been done by means of literature informations [1], [8], [9] concerning the hydration order of the mineralogical constituents of Portland cement P_{400}.

By means of Osiowski's interpretation concerning the hardening of the monocomponent binding as $CaSO_4$ or $CaO \cdot Al_2O_3$ [5] the plateaus may be attributed to the crystallization germs formation time, wich, as seen, is very great for pastes with excess of water (Fig. 1, *c*) and more reduced for pastes with smaller water content (Fig. 1, *a*).

For a rigorous interpretation of these complex kinetic curves the existence of dielcometric kinetic curves for all the individual components is required, these constituing the elementary stages of the complex processes.

Curve *b'* (Fig. 1, *b'*) is also corresponding to a paste with water amount identical to that of normal consistency, but for wich the cement powder has previously been dried in the drying box at 105 °C for 2 hours and held in the dessicator for one day. The addition of water has been performed taking account of the water lost at drying, 0.5% determined by weight. The shape of curve *b'*, intermediar to that of *a* and *b*, is assigning to the cement paste a consistency superior to the normal one, fact wich was proved also by means of the Tetmeyer sonde.

Conclusions. From the analysis of the complex kinetic curves, obtained by the dielectric constant method for cement pastes with different water content, is follows that these exibit a shape characteristic of the composition and the setting conditions. A satisfactory interpretation of the hydration-hydrolysis kinetic of the paste's constituents is possible by correlation with date obtained by other methods.

The sensitivity of the dielectric constant method allows to put into evidence differences with appear not only between different cement types but also among different assortments of the same type.

The method also allows to obtain indications concerning the setting period wich coincide, for pastes of normal consistency, with those obtained by the Vicat needle.

REFERENCES

1. Bogue H., *La chimie du ciment Portland,* Paris, Eyrolles, 1952.
2. Lamoth P., Zamfir V., Huschitt E., Schlett Z., Jădăneanţu I., Pintea I., Schiller E., Analele Universităţiidin Timişoara—Seria ştiinţe fizico-chimice, Vol. VII, Fasc. 1, 1969, p. 146.
3. Tobio J. M., Silic. Industr., 1959, 24, 1, p. 30.
4. T'obio J. M., Silic. Industr., 1959, 24, 2, p. 81.
5. Osiowski A., Silic. Industr., 1972, 37, 11, p. 283.
6. Oehme F., *Dielektrische Messmethoden,* Weinheim, Verlag Chemie, G.M.B.H. 1959.
7. Materiale de construcţii (Colecţie STAS), Bucureşti, Bibl. Stand., Seria tehnică A, 36a, 1968, v. 1, STAS 227-49.
8. Lea F. M., *The Chemistry of Cement and Concrete,* London, Edward Arnold, 1956.
9. Teoreanu I., coll., *Bazele fizico-chimice ale întăririi lianţilor anorganici,* Bucureşti, Ed. didact. ped., 1972.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) **Fascicola 1—1976**

STICLE UVIOL

DE

V. CRISTEA, P. SIMONFI

Primită la redacţie la data de 20.10.1975.

Prin sticlă UVIOL se înţelege sticla care transmite în domeniul ultraviolet (U.V.) al spectrului şi suprimă vizibilul. În general sticlele cu transmisie în U.V. se folosesc pentru fabricarea lămpilor cu mercur (cuarţ), în industria optică, pentru geamurile spitalelor şi pentru sere, în cazul cînd nu suprimă vizibilul.

Adesea sticlele UVIOL au transparenţă pentru radiaţiile U.V. în intervalul de lungimi de undă cuprins între cca 400—300 nm, sau între cca 300—200 nm, sau transmit pe tot intervalul cuprins între 400—200 nm. Se pot sintetiza, de asemenea, sticle care prezintă „ferestre" mai înguste pentru transmiterea radiaţiilor U.V., în funcţie de domeniul de exploatare pentru care sînt elaborate.

Datele prezentate în această lucrare se referă numai la sticle prevăzute transmisiei între 400—300 nm şi cu absorbţie pentru domeniul vizibil şi restul domeniului U.V.

Sticlele care satisfac penetrabilitatea radiaţiilor U.V. sînt cu predilecţie sticle monoxidice. După cum se ştie, cea mai bună în acest sens, este sticla de cuarţ (SiO_2), a cărei elaborare însă implică mari dificultăţi tehnologice.

Sticlele obţinute în prezenta lucrare prezintă următoarele proprietăţi :

— sînt uşor fuzibile ;
— transmit în U.V. şi suprimă domeniul vizibil ;
— sînt stabile.

Majoritatea sticlelor (elaborate) sintetizate au conţinutul în oxid formator între 40 şi 70%, restul pînă la 100 fiind oxizi modificatori, carbonaţi alcalini, etc., în diferite proporţii. Stabilitatea chimică a sticlei a fost corectată prin adaus de Al_2O_3 (1—4%) şi Ca (2—8%). În acelaşi scop s-a ales un raport optim între ionii de sodiu şi potasiu care să asigure — conform efectului de neutralizare — compactizarea maximă a reţelei şi implicit stabilitate chimică sticlei.

Modul de lucru. Amestecul de materii prime, sub formă de pulbere de cuarţ deferizat şi carbonaţi de puritate ridicată a fost cîntărit şi omogenizat şi apoi încărcat în creuzete de laborator glazurate. Topirea s-a făcut la temperatura de 1 300 °C, într-un cuptor electric cu bare de silită, în atmosferă slab reducătoare. Omogenizarea topiturii s-a controlat prin metoda firului şi pe cale microscopică. Apoi topitura de sticlă a fost deversată în matriţe de bronz şi fasonată sub formă de plăcuţe. După fasonare, plăcuţele au fost trecute la recoacere, într-un cuptor electric cu rezistenţe, la temperatura de 400 °C. În continuare plăcuţele au fost şlefuite şi lustruite pînă la obţinerea unor suprafeţe plan-paralele. Pe plăcuţele astfel obţinute s-au făcut curbele de absorbţie spectrală la un spectrofotometru UNICAM SP 800 în vizibil şi în U.V. Curbele spectrale obţinute pe sticlele cele mai reprezentative sînt redate în figura 1.

Pentru suprimarea domeniului vizibil s-a introdus drept colorant NiO în proporţie variabilă. În figură, curba trasată prin linie întreruptă corespunde unei sticle cu conţinut de NiO de 0,5% şi cu grosime de 1,64 mm şi atestă — aşa cum se observă — că nichelul se află în sticlă sub formă de Ni (II), tetracoordinat cu oxigenul. Curba trasată prin linie şi punct corespunde absorbţiei (transmisiei) unei sticle cu conţinut de 9% NiO şi cu grosime de 0,96 mm.

Se observă că toate sticlele cu conţinut de NiO prezintă o absorbţie aproape integrală a domeniului vizibil.

Dintre sticlele elaborate cea mai corespunzătoare este cea trasată prin linie şi punct şi are o absorbţie în vizibil de la 700 la 408 nm, iar în U.V. o transmisie corespunzătoare lungimilor de undă : de la 406 la 307 nm.

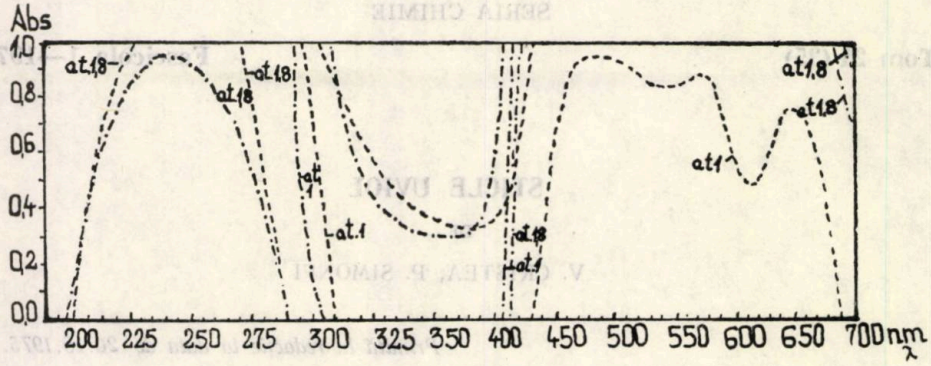


Fig. 1. Spectrele de absorbție ale unor sticle UVIOL.

Studiul comparativ al benzii de absorbție în U.V., la sticlele elaborate și prezentate în figură, arată că odată cu creșterea conținutului de NiO, intensitatea benzii de absorbție scade. Totodată există o dependență între valoarea lui y, respectiv numărul de oxigen puntați pe un poliedru, și maximul intensității de absorbție. Cu cît y tinde spre valori pentru care structura sticlei are un caracter mai unitar, cu atît intensitatea acestor benzi este mai mică și cu cît valoarea lui y se apropie de 3 (cu cît structura tinde să fie mai spațială) cu atît intensitatea acestei benzi este mai mare.

Deoarece prezența fierului chiar și în cantități foarte mici influențează absorbția spectrală a sticlei și determină „îmbătrînirea" sticlei (respectiv schimbarea în timp a caracteristicilor spectrale), în urma încercărilor de laborator s-au stabilit și condițiile optime de pregătire a materiilor prime cu care se introduce fierul și dependența între transmisia sticlei și raportul între diferitele forme în care ionii de fier pot coexista în echilibru în sticlă.

Concluzii:

— Sticlele sintetizate în cadrul cercetării se obțin din materii prime ieftine, se elaborează printr-o tehnologie relativ simplă, la un preț, care se apropie de cel al sticlelor obișnuite.

— Caracteristicile de absorbție spectrală a sticlelor sînt perfect reproductibile în condițiile tehnologiei de elaborare propuse.

— Obținerea acestor sticle în condiții industriale nu implică nici o modificare a tehnologiei de elaborare a sticlelor topite în creuzete (oale).

— Pornind de la aceste compoziții, prin modificarea unor parametri se poate obține o transmisie controlată în U.V., în sensul deplasării sau lărgirii transmisiei într-un domeniu mai larg de lungimi de undă.

BIBLIOGRAFIE

1. Smith H. L., Cohen A. J., Phys. Chem. Glasses. 4. 5. 173, 1963.
2. Kordes E, Wörster E., Glastechn. Ber. 32. 267, 1959.
3. Baltă P., Baltă E., *Introducere în Chimia fizică a stării vitroase*, Ed. Acad. R.S.R., București 1971, p. 188.
4. Stevels, J. M., Verr. et Réfr. 2.4, 1948.

GLÄSER MIT DURCHLÄSSIGKEIT IM ULTRAVIOLETTEN BEREICH

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden die Absorbtionsspektren einiger Gläser behandelt, die Durchlässigkeit im U.V.-Bereich aufweisen, entsprechend dem Wellenlängenbereich zwischen 307 und 406 nm, und grössere Wellenlängen absorbieren. Desgleichen werden Herstellungsverfahren dieser Gläser näher beschrieben.

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

MATEMATICĂ - FIZICĂ - MECANICĂ
TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

MECANICĂ

ELECTROTEHNICĂ

CONSTRUCŢII

CHIMIE

Tomul 21[35] **Fascicola 2**

IULIE–DECEMBRIE
1976

BULETINUL ŞTIINŢIFIC ŞI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA"
TIMIŞOARA

Tom 21 (35) Fascicola 2

1977 JUN 08

IULIE—DECEMBRIE
1976

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM 1848

COLEGIUL DE REDACȚIE

Prof. em. dr. doc. ing. GHEORGHE SILAȘ (redactor șef), Acad. prof. dr. doc. ing. IOAN ANTON, Prof. em. ing. CONSTANTIN AVRAM, m.c. al Academiei R.S.R., Prof. dr. ing. MARIUS BORNEAS, Prof. dr. ing VASILE COCHECI, Acad. prof. dr. doc. CORIOLAN DRĂGULESCU, Prof. dr. O. EM. GHEORGHIU, Prof. cons. ing. VICTOR GHEORGHIU, Prof. cons. dr. ing. GHEORGHE SAVII, Acad. prof. em. ing. DAN MATEESCU, Prof. dr. ing. IOAN NOVAC, Prof. dr. ing. CONSTANTIN ȘORA.

BULETINUL ȘTIINȚIFIC ȘI TEHNIC
AL
INSTITUTULUI POLITEHNIC „TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA

Tom 21 (35) **Fascicola 2** **iulie – decembrie 1976**

SUMAR

MATEMATICĂ – FIZICĂ – MECANICĂ TEORETICĂ ȘI APLICATĂ

U. FISCHER, H. MANG, Sistem de programe pentru stabilirea ecuațiilor diferențiale ale mișcării la studiul pornirii și frînării mișcărilor de rotație la macarale 131
GH. BABESCU, Asupra ecuației funcționale a lui D'Alembert în algebre Banach 136
V. POPA, Asupra *M*-produselor bitopologice conexe 139
O. LIPOVAN, Asupra convergenței slabe a măsurilor de probabilitate pe spațiul funcțiilor integrabile Lebesgue-Stieltjes 141
COLETA DE SABATA, M. CRISTEA, G. PETCA, M. VLĂDUȚIU, Elaborarea și studiul experimental al unor ferite de Li—Zn pentru frecvență înaltă 144
P. CRĂCIUN, Electroluminiscența clorurii de polivinil 147
I. GROȘANU, Studiul stărilor de mișcare staționare ale unui agregat ținînd seama de amortizarea internă din elementele deformabile. 149

MECANICA

G. SAVII, Contribuții la determinarea caracteristicilor dinamice ale mecanismelor articulate cu elemente elastice 151
TR. RAICA, A. FERENCZ, V. NEGREA, C. PEPTAN, Contribuții la studiul posibilităților de reducere a nivelului de vibrații pentru un motor supraalimentat 153
V. NEGREA, Procedeu de calcul al fenomenelor de undă din conductele motoarelor cu ardere internă folosind funcții periodice (I) 156
VIORICA ANTON, Diagrame universale ale rețelelor plane de profile 159
A. DREUCEAN, GH. PĂULESCU, Durata procesului pentru un sistem de control activ pneumatic de joasă presiune, utilizat pe mașini de rectificat plan 164
I. POPOVICI, N. IZVERCEANU, Calculul variației $H_B = f(\varepsilon)$ la deformarea plastică la rece cu viteze mari de impact a oțelurilor de carbon de calitate 169
VL. POPOVICI, C. ȘARLĂU, D. BOTH, ȘT. NEGOIȚESCU, Contribuția catedrei utilajul și tehnologia sudării la introducerea unor procedee noi de sudare 173

ELECTROTEHNICĂ

ȘT. PREITL, Proiectarea cu ajutorul calculatorului numeric a unui transformator de funcții universal cu diode 177
I. BOLDEA, M. BABESCU, Studiul la alunecări mari a motorului liniar unilateral cu indus din aluminiu pe fier masiv 179
ST. BARTZER, Nomograma pentru determinarea randamentelor transmisiei la calculul acționărilor electrice 182
D. POPOVICI, P. SCĂREANU, Determinarea parametrilor comenzii variatorului de tensiune continuă pentru valori impuse curentului de sarcină 185

EMA CONSTANTIN, GH. CONSTANTIN, Contribuţii la calculul optimal al înfăşurării auxiliare la motoarele liniare cu poli ecranaţi 187
B. LUSTREA, ST. KILYENI, A. BUTA, O. CRIŞAN, Analiza rezultatelor prognozelor de energie electrică şi putere de vîrf efectuate pentru o zonă de consum 189
V. VĂZDĂUŢEANU, Contribuţie la îmbunătăţirea frînării prin recuperare de energie în tracţiunea electrică cu alimentare în curent continuu .. 192
M. NEMES : Funcţia de răspuns tranzistoriu la linia cu reactor transversal... 195
AL. VASILIEVICI, E. BACS, Proiectarea şi construcţia unui întreruptor ultrarapid de curent continu 197

CONSTRUCŢII

N. BOJA, EUGENIA FILIMON, Grafuri asociate reţelelor inelare de alimentări cu apă 199
I. CADAR, AGNETA SZENTKIRALYI, AURORA-LIA FLOREA, Utilizarea fibrelor de sticlă în construcţii 203
I. FILIMON, I. DEUTSCH, I. RENOTH, T. CLIPII, Consideraţii privind procentul minim de armare la diafragme pline armate continuu 206
I. DIMOIU, I. CARABA, Considerente probabilistice privind stabilitatea generală a barelor din oţel 211
M. IVAN, Calculul structurilor static nedeterminate utilizînd procedeul substructurilor 215
V. IZDRĂILA, Necesitatea unor fundamentări noi în calculul împingerii pămîntului 219
V. POP, Analiza procesului de reţinere în filtrarea ultrarapidă şi căile de obţinere a parametrilor determinanţi 222
I. MIREL, Studiul parametrilor determinanţi în procesul filtrării rapide .. 225

CHIMIE

1. C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, VERONICA CHIRIAC, Determinarea complexometrică a cobaltului cu acid antranil -*N*, *N*- diacetic în prezenţă de murexid ca indicator 231
2. P. TRIBUNESCU, OTILIA FACSKO, ECATERINA MERCA, Echilibre de formare a combinaţiilor mixte $Ag_2[N(Alc)_4][Me(CN)_6]$ cu Me= $=Fe^{3+}$ şi Co^{3+} şi Alc= $-CH_3$ şi $-C_2H_5$ 233
3. I. RĂDOI, MARIA NEMEŞ, Comportarea titanului în mediu de acid sulfuric 237
4. GH. PÂRLEA, A. IOVI, Studii asupra azotatrului de uree 242
5. Z. GROPŞIANU, V. JIŞCANU, D. KOHN, A. IOVI, Transferul de căldură la fierberea în bule a soluţiilor apoase de substanţe cu solubilitate limitată (I). 245
6. G. OSTROGOVICH, ELENA CATALINA, Derivaţi acilici ai biuretului. VII. 1,5-Dicaprilil-biuret. Ponderea proceselor termolitice la acilarea directă cu cloruri acilice. 250

BULLETIN SCIENTIFIQUE ET TECHNIQUE
DE
L'INSTITUT POLYTECHNIQUE „TRAIAN VUIA" TIMIŞOARA

Tome 21 (35) **Fasc. 2** **Juillet – Décembre, 1976**

SOMMAIRE

MATHÈMATIQUE – PHYSIQUE – MECANIQUE
TEORIQUE ET APPLIQUÈE

U. FISCHER, H. MANG, Programmsystem zur automatisierten Aufstellung der Bewegungsgleichungen beim Studium der Anfahr und Bremsvorgängen der Drehbewegung von Kränen 131

GH. BABESCU, On the D'Alembert's Functional Equation in the Banach Algebras. 136

V. POPA, Sur les M-produit bitopologiques convexes 139

O. LIPOVAN, Sur la convergence faibel des mesures de probabilité sur l'éspace des fonctions integrables Lebesgue-Stieltjes. 141

COLETA DE SABATA, M. CRISTEA, G. PETCA, M. VLĂDUȚIU, Die Herstellung und experimentelle Untersuchungen eines Li – Zn Ferrits für hohe Frequenz 144

P. CRĂCIUN, Electro-luminiscence of polyvinyl chloride 147

I. GROȘANU, Das Studium der stationären Bewegungszustände eines Agreggates unter Berücksichtigung der inneren Dämpfung in den verformbaren Elementen 149

MECANIQUE

G. SAVII, Contributions to the Determination of the Dynamic Parameters of the Mechanisms with Elastic Links 151

TR. RAICA, A. FERENCZ, V. NEGREA, C. PEPTAN, Beiträge zum Studium der Verminderungsmöglichkeiten des Niveaus der Schwingungen für einen aufgeladenen Dieselmotor 153

V. NEGREA, Calculation Methods of the Wawe Phenomena Within the Admission – Pipes of Internal Combustion Engines, Using Hyperbolical Trigonometrical Functions 156

VIORICA ANTON, Universelle Kennlinien ebener Schaufelgitter 159

A. DREUCEAN, GH. PAULESCU, Die Dauer des Einschwingprozesses für ein an Planschleifmaschinen angewendetes pneumatisches Aktivkontrollsystem mit tiefem Druck 164

I. POPOVICI, N. IZVERCEANU, Berechnung der Abänderung der $H_B = f(\varepsilon)$ beim Kaltumformen von Qualitätsstählen mit hohen Schlaggeschwindigkeiten 169

VL. POPOVICI, C. SARLĂU, D. BOTH, ȘT. NEGOIȚESCU, Contribution de la chaire de soudure a l'introduction de certains procédés de soudage 173

ELECTROTECHNIQUE

ȘT. PREITL, Computer aded design of a universal function transformer with diodes 177

I. BOLDEA, M. BABESCU, High slip region study of a single-sidedlinear induction motor with aluminium on-iron-secundary 179

ST. BARTZER : Nomogramm für die Bestimmung der Getriebewirkungsgrade bei der Berechnung elektrischer Antriebe 182
D. POPOVICI, P SCĂREANU, Die Bestimmung der Parameter zur Steuerung des Gleichstromstelles für bestimmte des Belastungsstroms 185
EMA CONSTANTIN, GH. CONSTANTIN Beitrag zur optimalen Berechnung des hilfsstranges bei Linearspaltpolmotoren. 187
B. LUSTREA, ST. KILYENI, A. BUTA, O. CRIŞAN, L'Analyse de résultats des prognoses D'énergie électrique et puissance de crete, effectuees pour une zone de consommation 189
V. VĂZDĂUŢEANU, Imprevement of brake conditions by power retrieving in electric traction with d.c. supply 192
M. NEMES, Transient reply function on the line with shunt terminated reactor 195
A, VASILIEUICI, E. BACS, Le calcule et la constuction d'un interrupteur rapide de courant continu 197

CONSTRUCTIONS

N. BOJA, EUGENIA FILIMON, Graphen zur Berechnung der Ringnetze zur Wasserversorgung 199
I. CADAR, AGNETA SZENTKIRALYI, AURORA LIA FLOREA, Verwendung der Grasfaser im Baumwesen 203
I. FILIMON, I. DEUTSCH, I. RENOTH, T. CLIPII, Estimate of minimum reinforcement for crack control in multistory building walls 206
I. DIMOIU, I. CARABA Probability appreciations concerning the stability of steel beams 211
М. ИВАН, Расчет статически непряделимых систем, пользуясь методом подсистем 215
V. IZDRAILA, Die Notwendigkeit neuer Grundlagen in derBe rechnung des Erddruckes 219
V. POP, The analysis of the process of retaining in ultrarapid filtering and ways of obtaining determinating parametres 222
I. MIREL, Studium der Hauptparameter der Schnellfiltrierung 225

CHIMIE

1. C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON, VERONICA CHIRIAC, Complexometric determination of cobalt with *N'N*-bis (carboxy-methyl) anthranilic acid in presence of murexid as indicator 231
2. P. TRIBUNESCU, OTILIA FACSKO, ECATERINA MERCA, Formation equilibria of some mixt combinations with hexacyanoanions 233
3. I. RĂDOI, MARIA NEMEŞ, About the behaviour of titanium in sulphuric acid medium 237
4. GH. PĂRLEA, A. IOVI, Studies concerning the urea azotat 242
5. Z. GROŞIANU, V. JIŞCANU, D. KOHN, A. IOVI, Boiling heat transfer of solutions with limited solubility substances (I). 245
6. G. OSTROGOVICH, ELENA CATALINA, Acyl-biurets. VII. 1,5-Dicaprilyl biuret. The importance of thermolytic processes by the acylation with acyl chlorides 250

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) Fascicola 2—1976

PROGRAMMSYSTEM ZUR AUTOMATISIERTEN AUFSTELLUNG DER BEWEGUNGSGLEICHUNGEN BEIM STUDIUM DER ANFAHR- UND BREMSVORGÄNGEN DER DREHBEWEGUNG VON KRÄNEN

VON

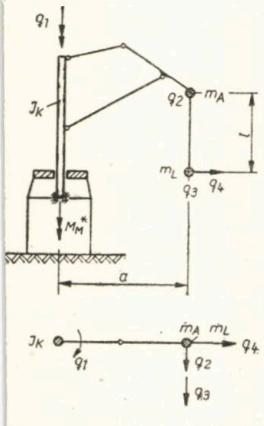
U. FISCHER, H. MANG

Technische Hochschule Magdeburg / D.D.R.

In der Arbeit [6] wurde über die automatisierte Aufstellung von Bewegungsgleichungen ür mechanische Systeme mit endlich vielen Freiheitsgraden berichtet.

Besonders wurden drei Problemklassen untersucht : Systeme starrer Körper, ebene Getriebe, allgemeinere mechanische Systeme mit deformierbaren Körpern. Für diese Probleme urden Programmsysteme besprochen. Hier soll das Programm am Beispiel von Anfahr- und remsvorgängen der Drehbewegung von Kränen vorgestellt werden.

Gewählt werden mehrere Berechnungsmodelle mit 3, 4, 5, und 6 Freiheitsgraden. in Modell mit 4 Freiheitsgraden für die Untersuchung der Schwingungen der Auslegerkonstruktion und des räumlichen Lastpendelns während der Drehbewegung zeigt Bild 1. Das in Bild 2 argestellte Modell mit 6 Freiheitsgraden gestattet die Untersuchung des Antriebsverhalten eider Antriebe bei Berücksichtigung des Spiels zwischen den Antriebsritzeln und dem Drehranz. Bei allen Modellen finden das geschwindigkeitsabhängige Schaltprogramm der Motore M_M



ld 1. q_1 — absoluter Drehwinel des Krans ; q_2 — Verschieung der Auslegerspitze nkrecht zur Kranebene ; — Verschiebung der Last nkrecht zur Kranebene, relaı zur Auslegerspitze (tangenles Lastpendeln) ; q_4 — Verhiebung der Last in radialer ichtung, relativ zur Auslegerspitze.

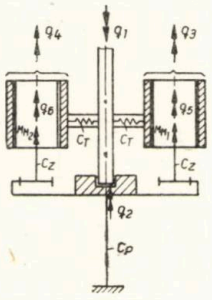


Bild 2. q_1 — absoluter Drehwinkel des Krans ; q_2 — absoluter Drehwinkel des Portals ; q_3 ; q_4 — Verdrehwinkel der Getriebegehäuse, relativ zur Kranachse ; q_5 ; q_6 — absoluter Drehwinkel der Motorläufer.

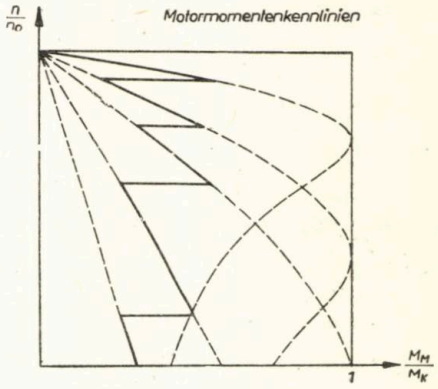


Bild 3. M_K — Kippmoment ; n_0 — Leerlaufdrehzahl.

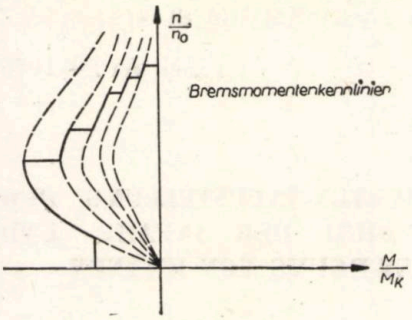


Bild. 4.

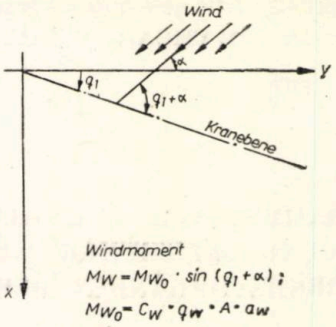


Bild. 5.

für den Anfahr- und Bremsvorgang (Bild 3 und 4), das Windmoment M_W in Abhängigkeit von der Kranstellung (Bild 5) und die Veränderung der Ausladung a als Funktion 3. Grades in Abhängigkeit von der Zeit Berücksichtigung.

Für das Modell Bild 1 ergaben sich die Koeffizienten g_{ij} der kinetialen Energie und die verallgemeinerten Kräfte Q_j, die in Funktionsunterprogrammen bereitzustellen sind, zu :

$$g_{11}=J_K+m_A\,[a^2+q_2^2]+m_L\,[(a+q_4)^2+(q_2+q_3)^2]$$

$$g_{12}=g_{21}=m_A a+m_L\,(a+q_4)$$

$$g_{13}=g_{31}=m_L\,(a+q_4)$$

$$g_{14}=g_{41}=-\,m_L\,(q_2+q_3)$$

$$g_{10}=g_{01}=-\,m_A\dot{a}q_2-m_L a\,(q_2+q_3)$$

$$g_{22}=m_A+m_L$$

$$g_{23}=g_{32}=m_L$$

$$g_{24}=g_{42}=O$$

$$g_{20}=g_{02}=O$$

$$g_{33}=m_L\left(1+\frac{q_3^2}{l^2-q_3^2-q_4^2}\right)$$

$$g_{34}=g_{43}=m_L\cdot\frac{q_3\cdot q_4}{l^2-q_3^2-q_4^2}$$

$$g_{30}=g_{03}=0$$

$$g_{44}=m_L\left(1+\frac{q_4^2}{l^2-q_3^2-q_4^2}\right)$$

$$g_{40}=g_{04}=m_L\dot{a}$$

$$Q_1=M_M+M_W$$

$$Q_2=-\,cq_2-k\dot{q}_2$$

$$Q_3=-\,m_L g\,\frac{q_3}{\sqrt{l^2-q_3^2-q_4^2}}$$

$$Q_4=-\,m_L g\,\frac{q_4}{\sqrt{l^2-q_3^2-q_4^2}}$$

g — Erdbeschleunigung

c — Federkonstante des Auslegersystems

k — Dämpfungskonstante des Auslegersystems

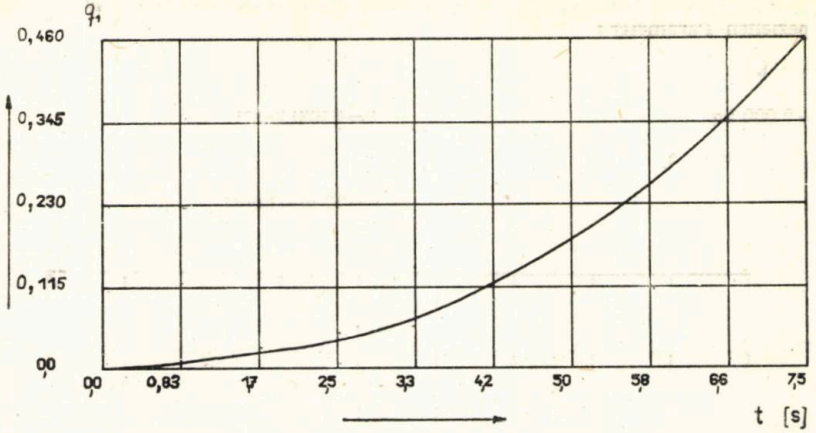


Bild. 6.

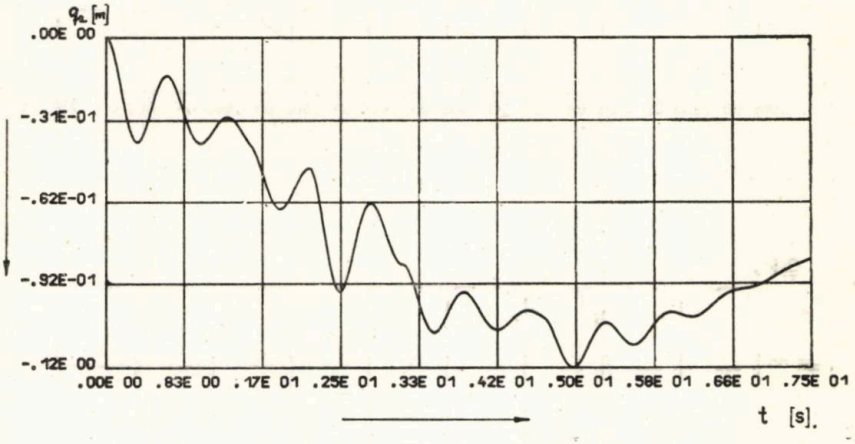


Bild. 7.

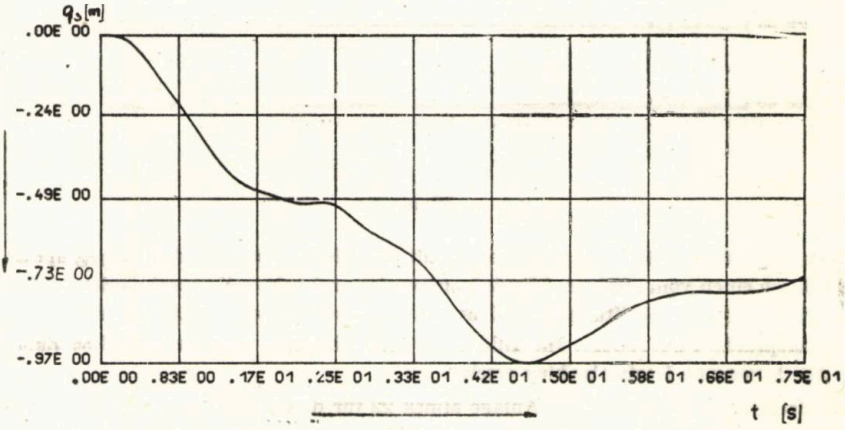


Bild. 8.

Einige Ergebnisse der Berechnung der Koordinaten und Geschwindigkeiten mit Hilfe von DIGS für die speziellen Parameter:

$m_L = 32\,000$ kg

$m_A = 9\,000$ kg

$J_K = 535 \cdot 10^4$ kgm^2.

$c = 312\,000$ kgs^{-2}

$k = 6\,220$ kgs^{-1}

$l = 10$ m

$a = 32$ m = konst.

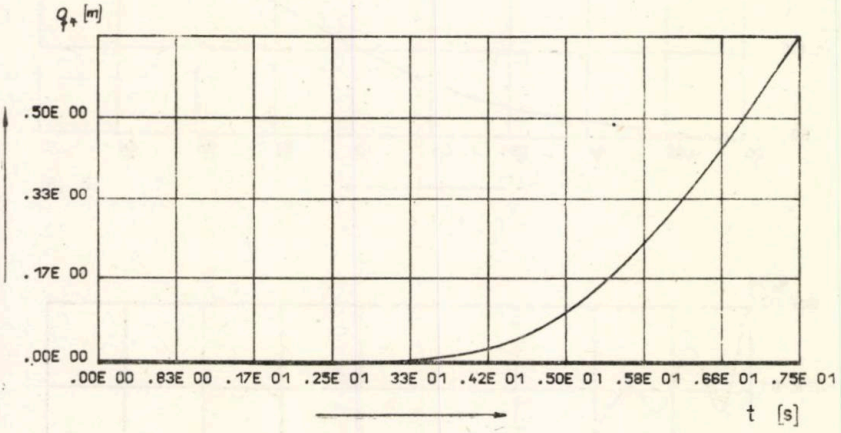


Bild. 9.

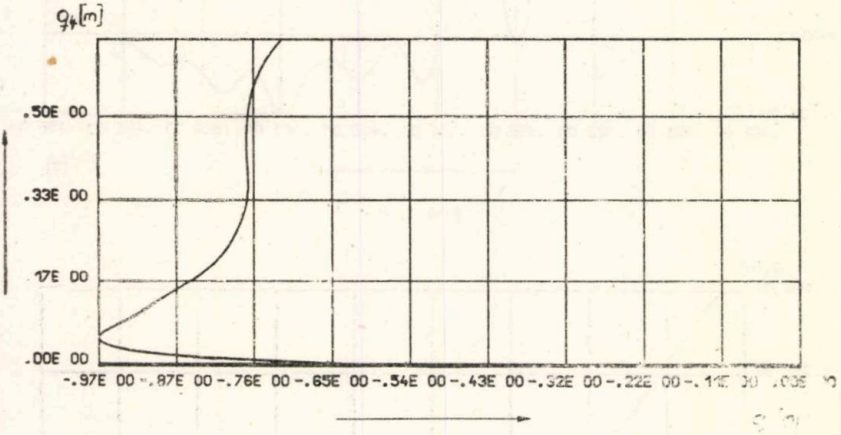


Bild. 10.

sind in den folgenden Bildern 6 bis 10 dargestellt. Da die Kurven von dem Digigraphen 1008 gesteuert durch einen vom Rechner Minsk 2 ausgegebenen Lochstreifen, automatisch gezeichnet wurden, erfolgte die Beschriftung der Koordinatenachsen in der Gleitkommadarstellung der Programmiersprache FORTRAN. Im Bild 5 ist zum leichteren Verständnis diese Zahlendarstellung durch normale Dezimalzahlen ersetzt.

Die Rechenzeit betrug auf der Anlage Minsk 22 für diesen Fall mit a = konst. für 100 Zeitpunkte 15 Minuten. Bei Berücksichtigung des Wippvorgangs $a = f(t)$ wurden für die gleiche

Anzahl von Rechenschritten 42 Minuten Rechenzeit benötigt. Dieser Mehraufwand erklärt sich daraus, dass mehr Differentiations- und Integrationsprozesse bei $g_{i_0} \neq 0$ durchgeführt werden müssen, da bei $g_{i_0}=0$ das Programm alle Operationen mit diesen Grössen unterdrückt, und ausserdem alle von der Wippstellung des Kranes abhängigen Parameter wie Winkel der Auslegerelemente zueinander, Lage der Gelenkpunkte, Feder- und Dämpfungszahlen zeitlich veränderlich sind und bei jedem Rechenschritt neu berechnet werden müssen.

Bei den Modellen mit 6 Freiheitsgraden ohne Berücksichtigung des Wippvorgangs lag die Rechenzeit zur Ermittlung aller Koordinaten und Geschwindigkeiten für 100 verschiedene Zeitpunkte bei unterschiedlichem Aufbau der Systeme nahezu konstant bei 40 Minuten, z.B.

— System zur Ermittlung der Schwingungen der Krankonstruktion entsprechend Bild 1 mit den zusätzlichen zwei Freiheitsgraden für die Verschiebung der Auslegerspitze in der Kranebene 40,6 min

— System Bild 2 ohne Spiel 39,0 min.

— System Bild 2 mit Spiel 40,1 min.

Die Schrittweiten mussten für die einzelnen Modelle entsprechend dem Aufbau des Systems sehr unterschiedlich festgelegt werden, so dass der erfasste Zeitraum des Anfahr-bzw. Abbremsvorgangs bei 100 Rechenschritten für verschiedene Modelle auch sehr unterschiedlich ist.

Zur Ermittlung der in den Diagrammen dargestellten Ergebnisse wurde mit einer Schrittweite von $\Delta t=0{,}025$ s gerechnet.

Die Auswertung der Testrechnungen und der Vergleich mit den Ergebnissen und Rechenzeiten von Programmen, die die analytisch ermittelten Bewegungsdifferentialgleichungen des gleichen Problems numerisch lösten, zeigte in den Ergebnissen gute Übereinstimmung, so dass der Fehler, der durch die numerische Aufstellung der Bewegungsdifferentialgleichungen entsteht, als klein angesehen werden kann. Die Rechenzeiten jedoch waren bei dem hier vorgestellten Verfahren etwas länger. Sie verhielten sich bei den untersuchten Beispielen wie 1,3 : 1. Der Einsparung der analytischen Herleitung der Bewegungsdifferentialgleichungen steht also eine etwas längere Rechenzeit gegenüber.

LITERATURVERZEICHNIS

1. G ö c k e, H., *KOGEAN — eine vollautomatisierte kinematische und dynamische Analyse ebener Mechanismen von der Berechnung bis zur Zeichnungsausgabe.* Bericht der Tagung Dynamik und Getriebetechnik, Bd. C, VEB Fachbuchverlag Leipzig.
2. R ö s s l e r, J., *Der KOGEAN — Algorithmus und seine programmtechnische Verwirklichung.* Bericht von der Tagung Dynamik und Getriebetechnik, Bd C, VEB Fachbuchverlag Leipzig.
3. F i s c h e r, U. u. W. S t e p h a n, *Prinzipien und Methoden der Dynamik.* VEB Fachbuchverlag Leipzig, 1972.
4. C h a c e, M. A., D. A. C a l a h a n, N. O r l a n d e a, D. A. S m i t h, Proceedings of the Third World Congress for the Theory of Maschines and Mechanismus, Kupar 1971, Volume A, Paper A—8, pp. 61...100.
5. G u n z e n h ä u s e r, R., *Nichtnumerische Informationsverarbeitung.* Springer-Verlag Wien/New York.
6. F i s c h e r, U. u. H. M a n g, Automatisierte Aufstellung von Bewegungsgleichungen für mechanische Systeme mit endlich vielen Freiheitsgraden. Bul. Şt. Tehn. I.P.T. Seria Matem. — Fizică — Mecanică. Tom 21 (35), fasc. 1/1976.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2—1976**

ON THE D'ALEMBERT'S FUNCTIONAL EQUATION IN THE BANACH ALGEBRAS

BY

GH. BABESCU

1. It is known ([1], p. 120) that every continuous function $\varphi : R \to R$, which satisfies the functional equation

$$\varphi(x+y)+\varphi(x-y)=2\varphi(x)\varphi(y), \tag{1}$$

for every pair $x, y \in R$, has one of the following forms : $\varphi(x)\equiv 0$; $\varphi(x)=\cos ax$; $\varphi(x)=(A^x+A^{-x})/2$, where a and $A>0$ are arbitrary constants.

Functional equation (1) has also been considered by S. Kurepa in the cases when φ is one linear transformation from one set $G=\{p/2^q\ ;\ p, q=0, \pm 1, \pm 2, \ldots\}$ into some n-dimensional vector space V, namely $\varphi : R \to V$, ([3], I) and when $\varphi : R \to L(H)$, where $L(H)$ is the set of all linear and continuous mappings from one Hilbert space H into itself, $L(H)$ being endowed with the usual structure of the Banach space. ([3], I, II).

O. E. Gheorghiu, V. Mioc and B. Crstici [4] have given one matrice generalization of the same funcţional equation (1).

2. In the following we shall note with $B=\{a, b, c, \ldots\}$ a Banach algebra over the field of real or complex numbers with the unit element e, and with $R=\{\alpha, \beta, \ldots, x, y, \ldots\}$ the set of all real numbers. We are treating here the measurable function $\varphi : R \to B$ which satisfies the functional equation

$$\varphi(x+y)+\varphi(x-y)=2\varphi(x)\cdot\varphi(y),\ \varphi(0)=e \tag{2}$$

for every $x, y \in R$. These considerations are based on the first problem in E. Hille, R. Fillips ([2], p. 293) which in our case reads „Determine all the measurable functions $\varphi : R \to B$, which satisfy the functional equations (2) for every $x, y \in R$". It is known ([2], theorem 9.3.1 p. 295) that the measurability of $\varphi : R \to B$, which satisfies the functional equation

$$\varphi(x+y)=\varphi(x)\cdot\varphi(y) \tag{3}$$

it is continous, and ([2], theorem 9.4.2. p. 297) holds :

$\varphi(x)=\sum_{n=0}^{\infty}(ax)^n/n!$, with $a \in B$, for every $x \in R^+$, (where $(ax)^0=e$, is the unit element of B) and $\lim_{x\to 0+}\varphi(x)=e$.

In our case we prove the following :

Teorem 2.1. Let $\varphi : R \to B$ be one measurable function by a variable satisfying (2), for every $x, y \in R$. The there exists one and only one $a \in B$, that series $\varphi(x)=\sum_{n=0}^{\infty}(a^n x^{2n})/(2n)!$ converges absolutely for every $x \in R$.

Proof. From (2) and $\varphi(0)=e$, we find that φ is an even function and $\varphi(x)\varphi(y)=\varphi(y)\varphi(x)$, for every $x, y \in R$. Since φ is measurable, it follows that $\|\varphi(x)\|$ is Lebesgue measurable, hence there exists a perfect set P, with $0 \lhd m(P) < +\infty$ (m-Lebesgue measure) upon which $\varphi(x)$ is bounded on every finite intervale. Because φ is measurable and locally bounded, it is locally integrable Bochner ([2], theorem 3.7.4, p. 94). We note $\varphi_0(x)=\varphi(x)-e$.

Evidently the function $\varphi_0(x)$ is measurable and locally bounded. It can easily be shown that $\varphi_0(x)$ is continuous, therefore $\varphi(x)$ is continuous and this leads to existence of the number $\gamma \in R$, such that $\| (1/\gamma) \int_0^\gamma \varphi(x)\,dx - e \| < 1$, and in the consequence there exists $c = \left[\int_0^\gamma \varphi(x)\,dx\right]^{-1} \in B$. Now we integrate (2) from o to α with regard to variable y we immediately obtain

$$2\varphi(x)\int_0^\alpha \varphi(y)\,dy = \int_x^{x+\alpha} \varphi(y)\,dy + \int_{-x}^{\alpha-x} \varphi(y)\,dy, \tag{4}$$

from which, after the notation $x+y=u$, $x-y=v$, we get

$$2[\varphi(x+u)-\varphi(x)]\int_0^\alpha \varphi(y)\,dy = \left[\int_{\alpha+x}^{\alpha+x+u} + \int_{\alpha-x}^{\alpha-x-u} - \int_x^{x+u} - \int_{-x}^{-x-u}\right] \varphi(y)\,dy. \tag{5}$$

In (5) we take $\alpha=\gamma$, multiply with c, divide with u and take $u \to 0$, we have

$$2 \lim_{u\to 0} [\varphi(x+u)-\varphi(x)]/u = [\varphi(\gamma+x)-\varphi(\gamma-x)]\cdot c = 2\psi(x) \tag{6}$$

this is, φ is a derivable function for every $x \in R$. Now we divide (6) with u and take $u \to 0$, we obtain

$$2\psi(x)\int_0^\alpha \varphi(y)\,dy = \varphi(\alpha+x)-\varphi(\alpha-x) \tag{7}$$

which together with (2), gives

$$\psi(x+y) = \varphi(x)\varphi(y) + \psi(x)\int_0^y \varphi(u)\,du, \tag{8}$$

which because of symetry leads to

$$\psi(x)\int_0^y \varphi(u)\,du = \psi(y)\int_0^x \varphi(u)\,du. \tag{9}$$

Here we take $y=\gamma$ and obtain

$$\psi(x)/x = c\psi(\gamma)(1/x)\int_0^x \varphi(u)\,du. \tag{10}$$

Therefore $\lim_{x\to 0} [\psi(x)/x] = c\psi(\gamma) = a$ and there exists one and only one element $a \in B$. Now we divide (9) to x and take $x \to 0$, we have

$$\psi(x) = d\varphi/dx = a\int_0^x \varphi(u)\,du. \tag{11}$$

Since $\varphi(0)=e$ and $\psi(0)=0$, we find from (11)

$$\varphi(x) = e + a\int_0^x dy \int_0^y \varphi(u)\,du = e + a\int_0^x (x-y)\varphi(y)\,dy. \tag{12}$$

Applyng the iteration method of integral equation (12) we get

$$\varphi(x) = e + \frac{ax^2}{2!} + \ldots + \frac{a^n x^{2n}}{(2n)!} + \frac{a^{n+1}}{(2n+1)!}\int_0^1 (x-y)^{2n+1}\varphi(y)\,dy.$$

The uniquesess of (12) solution and the uniquesess of a from theorem are evidently. By direct calculus we can see that the sum of the series is solution of (2), and thus the theorem is proved.

Theorem 2.2. Let R, B and φ be the same as theorem 2.1.

Let B be the Banch algebra of the 2×2 matrices with the elements $x_{ij}\in B$, and the norm of one element $\hat{x}\in\hat{B}$, such defined $\|\hat{x}\|=\sum_{i,\,j=1}^{2}\|x_{ij}\|$. Enbedding isomorphic the algebra B into $\hat{B}$ by the mapping $a\to\hat{a}=\begin{vmatrix} a & 0\\ 0 & a\end{vmatrix}$, $a\in B$, and if for every $\hat{a}\in\hat{B}$, there exists $\hat{b}\in\hat{B}$ such that $\hat{b}^2=\hat{a}$, then.

$$\hat{\varphi}(x)=\begin{pmatrix}\varphi(x) & 0\\ 0 & \varphi(x)\end{pmatrix}=\cos h\times\hat{b},\ \text{for every } x\in R,$$

where

$$\hat{b}=\begin{pmatrix} e+\frac{a}{4} & e-\frac{a}{4}\\ -\left(e-\frac{a}{4}\right) & -\left(e+\frac{a}{4}\right)\end{pmatrix}.$$

The verification that $\hat{b}^2=\hat{a}$ is simple).

The proof follows the judjement of theorem 2.1, reducing the functional equation (2) at (3), and applying the iteration method.

Remark. If B has the property that for every element $a\in B$, there exists $b\in B$ such that $b^2=a$, then solution of (2) writes

$$\varphi(x)=\sum_{n=0}^{\infty}\frac{(bx)^{2n}}{(2n)!}.$$

REFERENCES

1. J. Aczel, Lectures on functional equations and their applications (New-York and London, 1966).
2. E. Hille, R. Fillips, Funktionalnîi analiz i nolugruppî (Moskva, 1962).
3. S. Kurepa, I. A cosine functional equation in n-dimensional vector space, Glasnik Mat-Fiz. i Astr. T. 13. (3), 1958; II. A cosine functional equation in Hilbert space Can J. Math. 12, 1960; III. A cosine functional equation in Banach algebras. Acta Sci, Math. Szeged 23, 1962.
4. O. E. Gheorghiu, V. Mioc and B. Crstici, Generalizarea matricială a une ecuații funcționale care cuprinde drept caz particular ecuația d'Alembert-Poisson. Acad. R.P.R. Com. 11. 1961.
5. B. Sz. Nagy, On uniformly bounded linear transformations in Hilbert space, Acta Sci. Math. 11, 1947.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 —1976**

ASUPRA *M*-PRODUSELOR BITOPOLOGICE CONEXE

DE

V. POPA

Unele proprietăţi ale *M*-produselor topologice sînt studiate de T. Bânzaru în [1] şi [2].

Noţiunea de spaţiu bitopologic a fost introdusă de Kelly în [3]. Spaţiile bitopologice conexe au fost introduse de Pervin în [4], unele proprietăţi ale lor fiind studiate de Bîrsan în [5], ş.a. Definiţiile şi notaţiile folosite în această lucrare sînt cele din [1]—[5].

Deoarece conexitatea pentru spaţiile bitopologice nu este echivalentă cu conexitatea celor două topologii [4], vom introduce noţiunea de *M*-produs bitopologic şi vom stabili unele proprietăţi ale lui, proprietăţi care generalizează rezultate din [1], [5] şi [6].

Definiţia 1. O aplicaţie multivocă $F : (X, P, Q) \to (X', P', Q')$ este continuă (superior semicontinuă — s.c.s., inferior semicontinuă — s.c.i.) dacă aplicaţiile multivoce induse $F_1 : (X, P) \to (X', P')$ şi $F_2 : (X, Q) \to (X', Q')$ sînt continue (s.c.s., s.c.i.).

Definiţia 2. O aplicaţie multivocă $F : (X_1, P_1, Q_1) \to (X_2, P_2, Q_2)$ este X_2-monotonă dacă $F(x)$ este conexă (în sens bitopologic) pentru $\forall x \in X_1$. În cazul aplicaţiilor univoce, respectiv spaţiilor topologice se obţin definiţii din [4], respectiv din [2].

Teorema 1. Dacă $F : (X_1, P_1, Q_1) \to (X_2, P_2, Q_2)$ este o aplicaţie multivocă s.c.s. „pe" X_2-monotonă şi dacă (X_1, P_1, Q_1) este un spaţiu conex atunci şi (X_2, P_2, Q_2) este conex.

Demonstraţia se face analog cu cea a teoremei 3.1 [2], folosindu-se teoremele A (b) şi E din [4]. În cazul spaţiilor topologice se obţine teorema 3.1 din [2].

Noţiunea de spaţiu bitopologic produs a fost introdusă de Bîrsan în [5]. Vom extinde această noţiune pentru *M*-produse.

Definiţia 3. Prin *M*-produsul bitopologic al spaţiilor bitopologice (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$, vom înţelege spaţiul bitopologic $(M_{i\in I} X_i, M_{i\in I} P_i, M_{i\in I} Q_i)$, unde $M_{i\in I} X_i$, $M_{i\in I} P_i$, $M_{i\in I} Q_i$ sînt respectiv *M*-produsul spaţiilor X_i, $i \in I$ şi respectiv topologiile determinate pe el de topologiile P_i şi Q_i, topologii definite în [1] şi [2].

Teorema 2. Pentru ca *M*-produsul bitopologic $(M_{i\in I} X_i, M_{i\in I} P_i, M_{i\in I} Q_i)$ să fie conex este necesar ca spaţiile (X_i, P_i, Q_i) să fie conexe dacă proiecţiile T_i, $i \in I$ sînt X_i-monotone şi este suficient ca spaţiile (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ să fie conexe.

Condiţia este necesară. Presupunem că *M*-produsul este conex. Cum spaţiile factor sînt imaginile *M*-produsului prin proiecţii şi cum proiecţiile sînt continue conform teoremei II_1 [1] şi definiţiei 2, ele sînt şi s.c.s. şi fiind şi X_i-monotone şi aplicaţii „pe" rezultă că spaţiile (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ sînt conexe conform teoremei 1.

Condiţia este suficientă. Presupunem că deşi spaţiile (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ sînt conexe totuşi *M*-produsul lor bitopologic nu este conex. Atunci conform teoremei A [4] vom avea că $M_{i\in I} X_i = A \cup B$, $A \neq \Phi$, $B \neq \Phi$, $A \in M_{i\in I} P_i$, $B \in M_{i\in I} Q_i$, $A \cap B = \Phi$. Fie produsul cartezian $\prod_{i\in I} X_i$, produs care este evident o submulţime a *M*-produsului $M_{i\in I} X_i$ şi să considerăm restricţiile topologiilor $M_{i\in I} P_i$ şi $M_{i\in I} Q_i$ la acest produs cartezian. Aceste restricţii dau evident topologiile de produs cartezian obişnuite şi deci se obţine spaţiul bitopologic produs din [5]. Deoarece $A \in M_{i\in I} P_i$ şi $B \in M_{i\in I} Q_i$ avem că $A \cap \prod_{i\in I} X_i \neq \Phi$ şi $B \cap \prod_{i\in I} X_i \neq \Phi$. Demonstraţia acestui fapt este analoagă cu cea făcută în demonstraţia teoremei II_4 [1]. Avem în continuare: $(A \cap \prod_{i\in I} X_i) \cap (B \cap \prod_{i\in I} X_i) = (A \cap B) \cap (\prod_{i\in I} X_i) = \Phi \cap \prod_{i\in I} X_i = \Phi$. Cum $A \cap \prod_{i\in I} X_i \in \prod_{i\in I} P_i$ iar $B \cap \prod_{i\in I} X_i \in \prod_{i\in I} Q_i$, din presupunerea făcută rezultă că

$$(A \cap \prod_{i\in I} X_i) \cup (B \cap \prod_{i\in I} X_i) = [(A \cap \prod_{i\in I} X_i) \cup B] \cap [(A \cap \prod_{i\in I} X_i) \cup \prod_{i\in I} X_i] = [(A \cup B) \cap (\prod_{i\in I} X_i \cup$$

$$\cup B)] \cap [(A \cup \prod_{i\in I} X_i) \cap (\prod_{i\in I} X_i \cap \prod_{i\in I} X_i) = (\prod_{i\in I} X_i \cup B) \cap \prod_{i\in I} X_i = \prod_{i\in I} X_i \cup (\prod_{i\in I} X_i \cap B) = \prod_{i\in I} X_i.$$

Rezultat care contrazice teorema 1 [5].

Teorema 3. Fie $F \in (M\,X_i, M\,P_i, M\,Q_i)$, M-produs pentru care proiecțiile T_i, $i \in I$ sînt X_i-monotone. Componenta conexă a lui F este M-produsul componentelor conexe ale mulțimilor $F(i)$ din spațiile factor X_i, $i \in I$.

Demonstrația acestei teoreme este analoagă cu cea cunoscută în cazul spațiilor topologice folosindu-se însă teorema 2 de mai sus, teorema II_1 [1] și teorema 1 de mai sus. În cazul cînd F este univocă se obține teorema 2 [5].

Teorema 4. Fie (Y, P, Q) un spațiu bitopologic, (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ o familie de spații bitopologice și $f : (M\,X_i, M\,P_i, M\,Q_i) \to (Y, P, Q)$ o aplicație univocă conexă, atunci pentru orice A_i conexă în (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ și pentru orice $F \in M\,X_i$, cu $F(i)$ conexă, avem că $f(M\,A_i \cdot F(j))$ este o mulțime conexă (prin $M\,A_i \cdot F(j)$ am înțeles M-produsul între MA_i și $F(j)$).

Demonstrație. Conform teoremei 1, $M\,A_i \cdot F(j)$ este conexă iar din ipoteză, f fiind o aplicație univocă conexă, rezultă că $f(M\,A_i \cdot F(j))$ este conexă.

Reciproca nu este adevărată cum rezultă în cazul spațiilor topologice din exemplul dat în [6], p. 491. Are loc următoarea reciprocă parțială :

Teorema 5. Fie (Y, P, Q) un spațiu bitopologic, (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ o familie de spații bitopologice și $f : (MX_i, MP_i, MQ_i) \to (Y, P, Q)$ o aplicație univocă ce îndeplinește următoarea condiție : pentru orice $i \in I$ și A_i conexă în (X_i, P_i, Q_i) și oricare ar fi $F \in MA_i$, $f(MA_i \cdot F(k))$ este conexă, atunci $f(MA_i)$ este conexă.

În cazul produsului cartezian al spațiilor topologice obținem teoremele 3.4 și 3.5 din [6].

Analog cu teoremele 4 și 5 pot fi demonstrate teoremele :

Teorema 6. Dacă (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ este o familie de spații bitopologice, (Y, P, Q) este un spațiu bitopologic și $f : (Y, P, Q) \to (MX_i, MP_i, MQ_i)$ o aplicație univocă C-monotonă, pentru orice A_i conex în (X_i, P_i, Q_i) și pentru orice $F \in MX_i$, cu $F(i)$ conexă, $f^{-1}(MA_i \cdot F(j))$ este conexă.

Teorema 7. Fie (Y, P, Q) un spațiu bitopologic și (X_i, P_i, Q_i), $i \in I$ o familie de spații bitopologice și $f : (Y, P, Q) \to (MX_i, MP_i, MQ_i)$ o aplicație univocă care îndeplinește următoarea condiție : pentru orice $i \in I$ și A_i conexă în (X_i, P_i, Q_i) astfel ca $MA_i \subset f(Y)$ și pentru orice $F \in MX_i$, cu $F(i) \subset A_i$, $f^{-1}(MA_i \cdot F(j))$ este conexă, atunci $f^{-1}(MA_i)$ este conexă.

În cazul produsului cartezian în spațiile topologice se obțin rezultatele date de T. Albu în [6].

INSTITUTUL PEDAGOGIC, BACĂU

BIBLIOGRAFIE

1. Bânzaru T., Aplicații multivoce și spațiile M-produs, Bul. șt. și teh., al Inst. pol. Timișoara, Tom 17 (31), Fasc. 1, 1972.
2. Bânzaru T., Asupra unor proprietăți ale aplicațiilor multivoce., Șt. cerc. mat., 24, 10, 1503—1510 (1972).
3. Kelly J. C., Bitopological spaces., Proc. London Math. Soc., T. XIII, 71—89, (1963).
4. Pervin W. J., Connectedness in bitopological spaces. Proc. Koninklije Nederlands(Acad., 369—372 (1967).
5. Bîrsan T., Sur les espaces bitopologiques connexes, Anal. St. Univ. Al. I. Cuza-Iași S. Ia-Matematică, tom. XIV, Fasc. 2, 293—296 (1968).
6. Albu T., Asupra aplicațiilor monotone între spațiile topologice, St. cerc. mat. 16, 7 915—925 (1964)

SUR LES M-PRODUIT BITOPOLOGIQUES CONNEXES

(RÉSUMÉ)

Puisque la connexité pour les espaces bitopologiques n'quivant pas á la connexité d(deux topologies [4] nous introduirons la notion de M-produit bitopologique et nous établi rons certaines propriétés qui généralisent les résultats de [1], [2], [5], [6] et [8].

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

ASUPRA CONVERGENTEI SLABE A MĂSURILOR DE PROBABILITATE PE SPAŢIUL FUNCŢIILOR INTEGRABILE LEBESGUE-STIELTJES

DE

O. LIPOVAN

1. Fie spaţiul cu măsură $(R^n, \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n}, \mu_{f_1 f_2 \dots f_n})$ unde $f_i : R \to R$ $(i=1, 2, \dots n)$ sînt crescătoare şi continue la stînga în orice punct din R, $\mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n}$ este σ-algebra mulţimilor măsurabile Lebesgue-Stieltjes generată de f_i $(i=1, 2, \dots n)$ iar $\mu_{f_1 f_2 \dots f_n}$: $\mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n} \to R_+$ măsura Lebesgue-Stieltjes, definită de aceste funcţii, care se ştie [1] că este σ-finită şi completă.

Fie $X \subset R^n$, o submulţime mărginită şi închisă. Rezultă că $X \in \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n}$ şi $\mu_{f_1 f_2 \dots f_n}(x) < \infty$.

Să considerăm spaţiul cu măsură $(X, \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n} \cap X, \mu)$, unde μ este restricţia măsurii $\mu_{f_1 f_2 \dots f_n}$ la $X \cap \mathfrak{L}^{(n)}_{f_1 f_2 \dots f_n}$, şi să notăm cu $L^1(X, \mu)$ spaţiul funcţiilor reale integrabileLebesgue-Stieltjes pe X.

Se ştie că $L^1(X, \mu)$ este un spaţiu normat, şi deci un spaţiu metric, cu metrica : $d : L^1(X, \mu) \times L^1(X, \mu) \to R_+$, unde pentru $x, y \in L^1(X, \mu)$ avem: $d(x, y) = \int_X |x - y| \, d\mu$. (Se consideră identice, două funcţii $x = y$ aproape peste tot μ.)

Din teorema lui Weirstrass-Stone [2], rezultă că mulţimea polinoamelor, de variabile $x_1, x_2, \dots x_n$ cu coeficienţi raţionali este densă în spaţiul $L^1(X, \mu)$, deci acest spaţiu este metric separabil.

În spaţiul metric separabil $(L^1(X, \mu), d)$ vom nota cu $\mathfrak{B}_{L^1(X, \mu)}$, cea mai mică σ-algebră, de submulţimi ale lui $L^1(X, \mu)$, prin raport cu care orice aplicaţie reală, mărginită şi continuă $f : L^1(X, \mu) \to R$, este măsurabilă. Se arată în [3] că această σ-algebră coincide cu σ-algebra mulţimilor boreliene din $L^1(X, \mu)$, adică σ-algebra generată de mulţimile deschise din $L^1(X, \mu)$.

În cele ce urmează vom nota cu : $\mathfrak{L}(X) \subset L^1(X, \mu)$, mulţimea numărabilă a polinoamelor cu coeficienţi raţionali definite pe X, despre care se ştie că este densă în $L^1(X, \mu)$, notăm cu $\mathcal{C}[L^1(X, \mu)]$ mulţimea tuturor funcţionalelor reale, mărginite şi continue pe $L^1(X, \mu)$ iar cu $\mathcal{U}[(L^1(x, \mu)]$, mulţimea tuturor funcţionalelor reale, mărginite şi uniform continue pe $L^1(X, \mu)$.

2. Fie $\mathfrak{M}[L^1(X, \mu)]$ spaţiul tuturor măsurilor de probabilitate $\nu : \mathfrak{B}_{L^1(X, \mu)} \to [0, 1]$ cu $\nu[L^1(X, \mu)] = 1$ şi numărabil aditive. Pentru orice funcţie $x \in L^1(X, \mu)$ vom nota cu δ_x : $\mathfrak{B}_{L^1(X, \mu)} \to [0, 1]$ măsura degenerată în acest punct, adică pentru $A \in \mathfrak{B}_{L(X, \mu)}$ avem $\delta_x(A) = \mathfrak{X}_A(x)$. Evident că $\delta_x \in \mathfrak{M}[L^1(X, \mu)]$.

Lemă : Condiţia necesară şi suficientă ca un şir $\{x_n\}_{n \in N} \subset L^1(X, \mu)$ să conveargă la $x_0 \in L^1(X, \mu)$ este ca pentru orice $f \in \mathcal{C}[L^1(X \mu)]$ să avem $\int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_n} \xrightarrow[n \to \infty]{} \int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_0}$.

D e m o n s t r a ţ i e : Se constată că pentru orice $x \in L^1(X, \mu)$ şi $f \in \mathcal{C}[L^1(X, \mu)]$ avem $\int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_x = f(x)$.

Dacă $x_n \xrightarrow{n} x_0$, atunci oricare ar fi $f \in \mathcal{C}[L^1(X, \mu)]$ avem $f(x_n) \xrightarrow{n} f(x_0)$ şi deci $\int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_n} \xrightarrow{n} \int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_0}$.

Reciproc : să presupunem că pentru orice $f \in \mathcal{C}[L^1(X, \mu)]$ avem $\int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_n} \xrightarrow{n} \int_{L^1(X, \mu)} f d\delta_{x_0}$. Dacă $\{x_n\}$ nu ar converge la x_0, atunci, există o mulţime deschisă $U \subset L^1(X, \mu)$ şi un subşir

$\{x_{n_k}\}_{k\in N}$ a lui $\{x_n\}_{n\in N}$, astfel că $x_0 \in U$ și $x_{n_k} \in L^1(X,\mu) \setminus U$ pentru orice $k \in N$. Fie atunci o funcție $f : L^1(X,\mu) \to [0,1]$, continuă astfel că $f(x_0)=0$ iar $f(x)=1$ pentru orice $x \in L^1(X,\mu) \setminus U$, ceea ce e posibil într-un spațiu metric. Dar atunci $\int_{L^1(X,\mu)} f d\delta_{x_{n_k}} = f(x_{n_k}) = 1$ și $\int_{L^1(X,\mu)} f d\delta_{x_0} = f(x_0) = 0$ ceea ce contrazice ipoteza. Rezultă $x_n \xrightarrow[n]{} x_0$.

3. Se cunoaște din [3] că dacă Y este un spațiu metric separabil iar $E \subset Y$, densă în Y, atunci mulțimea tuturor măsurilor ale căror suporturi sînt submulțimi finite ale lui E este densă în spațiul măsurilor de probabilitate. În prezenta lucrare vom da o construcție efectivă a unui șir de măsuri de probabilitate, cu suportul format dintr-un număr finit de polinoame cu coeficienți raționali, dens pe mulțimea tuturor măsurilor de probabilitate $\mathfrak{M}[L^1(X,\mu)]$.

Fie $\mathfrak{F}[L^1(X,\mu)] \subset \mathfrak{M}[L^1(X,\mu)]$ clasa tuturor măsurilor de probabilitate de forma $\tau = \sum_{i\in I} a_i \delta_{x_i}$, unde I este finită, a_i raționali, $0 < a_i < 1$, iar $x_i \in \mathfrak{Z}(X)$ adică sînt polinoame cu coeficienți raționali. Evident, această clasă este numărabilă.

Teoremă. Pentru orice măsură $\nu \in \mathfrak{M}[L^1(X,\mu)]$ există un șir de măsuri $\{\tau_n\}_{n\in N} \subset \mathfrak{F}[L^1(X,\mu)]$ astfel încît $\{\tau_n\}$ să conveargă slab la ν.

D e m o n s t r a ț i e : Se știe din [3] că șirul $\{\tau_n\}$ converge slab la măsura ν, dacă și numai dacă pentru orice $f \in \mathfrak{U}[L^1(X,\mu)]$ avem : $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu = \lim_n \int_{L^1(X,\mu)} f d\tau_n$. Vom face demonstrația în mai multe etape : Fie $f \in \mathfrak{U}[L^1(X,\mu)]$.

a) Pentru orice măsură de forma $\nu = \sum_{k\in I} a_k \delta_{x_k}$, unde $a_k \in R_+$ iar $x_k \in \mathfrak{Z}(X)$ există un șir de măsuri $\tau_n \in \mathfrak{F}[L^1(X,\mu)]$ astfel că $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu = \lim_n \int_{L^1(X,\mu)} f d\tau_n$. Fie șirul $(a_k^n)_{n\in N}$ de numere raționale astfel că $a_k^{(n)} \xrightarrow[n]{} a_k$ avem $\tau_n = \sum_{k\in I} a_k^{(n)} \delta_{x_k}$ și $\int_{L^1(X,\mu)} f d\tau_n = \sum_{k\in I} a_k^{(n)} f(x_k) \xrightarrow[n]{} \sum_{k\in I} a_k f(x_k) = \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu$.

b) Pentru orice măsură de forma : $\nu = \sum_{k\in I} a_k \delta_{x_k}$ I = finită, $a_k \in R_+$ unde $x_k \in L^1(X,\mu)$, există un șir de măsuri $\nu_n = \sum_{k\in I} a_k \delta_{y_k^{(n)}}$, I = finită unde $y_k^{(n)} \in \mathfrak{Z}(X)$, astfel că $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu = \lim_n \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n$.

Într-adevăr, deoarece $\overline{\mathfrak{Z}}(X) = L^1(X,\mu)$, pentru orice $x_k \in L^1(X,\mu)$ există un șir $y_k^{(n)} \xrightarrow[n]{} x_k$, $(y_k^{(n)})_{n\in N} \subset \mathfrak{Z}(X)$.

Fie atunci $\nu_n = \sum_{k\in I} a_k \delta_{y_k^{(n)}}$. Din lemă rezultă

$$\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n = \sum_{k\in I} a_k \int_{L^1(X,\mu)} f d\delta_{y_k^{(n)}} \xrightarrow[n]{} \sum_{k\in I} a_k \int_{L^1(X,\mu)} f d\delta_{x_k} = \int_{L_1(X,\mu)} f d\nu.$$

c) Pentru orice măsură de forma $\nu = \sum_{k=I}^{\infty} a_k \delta_{x_k}$, unde $a_k \in R_+$, $x_k \in I^1(X,\mu)$ există un șir de măsuri $\nu_n = \sum_{k\in I_n} b_k \delta_{x_k}$, $b_k \in R_+$, I_n = finit, $x_k \in L^1(X,\mu)$, astfel ca $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu = \lim_n \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n$.

Fiind dată măsura $\nu = \sum_{k=I}^{\infty} a_k \delta_{x_k}$ unde $\sum_{k=I}^{\infty} a_k = 1$, să notăm cu : $\nu_n = a_1\delta_{x_1} + a_2\delta_{x_2} + \ldots + a_{n-1}\delta_{x_{n-1}} + R_n\delta_{x_n}$, unde $R_n = \sum_{k=n}^{\infty} a_k$. Evident că $\nu_n[L^1(X,\mu)] = a_1 + a_2 + \ldots + a_{n-1} + R_n = 1$. Avem $\left| \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n - \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu \right| = \left| a_1 f(x_1) + a_2 f(x_2) + \ldots + a_{n-1} f(x_{n-1}) + \right.$

$$+ R_n f(x_n) - \sum_{k=1}^{\infty} a_k f(x_k) \Big| = \Big| \sum_{k=n}^{\infty} a_k f(x_k) - \sum_{k=n}^{\infty} a_k f(x_n) \Big| = \Big| \sum_{k=n}^{\infty} a_k \, [f(x_k) - f(x_n)] \Big| \leqslant$$

$$\leqslant \sum_{k=n}^{\infty} a_k \, | f(x_k) - f(x_n) | \leqslant 2M \cdot \sum_{k=n}^{\infty} a_k \xrightarrow[n \to \infty]{} 0 \text{ iar } | f(x) | \leqslant M.$$

d) Pentru orice măsură $\nu \in \mathfrak{M}\,[L^1(X, \mu)]$ există un şir de măsuri $\nu_n = \sum_{j=1}^{\infty} a_{jn} \delta_{x_{jn}}$ astfel că $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu = \lim_n \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n$.

Deoarece $L^1(X, \mu)$ este separabil, pentru orice întreg n, putem scrie $L^1(X, \mu) = \bigcup_j A_{nj}$, $A_{nj} \cap A_{nk} = \emptyset$, dacă $j \neq k$ iar $A_{nj} \in \mathfrak{B}L^1(X, \mu)$ pentru orice n şi j iar diam $(A_{nj}) \leqslant \frac{1}{n}$.

Fie $x_{nj} \in A_{nj}$ arbitrar şi fie ν_n măsura $\nu_n = \sum_{j=1}^{\infty} \nu(A_{nj}) \delta_{x_{nj}}$. Evident $\sum_{j=1}^{\infty} \nu(A_{nj}) = 1$.

Notăm $\alpha_{nj} = \inf_{x \in A_{nj}} f(x)$; $\beta_{nj} = \sup_{x \in A_{nj}} f(x)$. Deoarece $f(x)$ este uniform continuă iar diam $(A_{nj}) \xrightarrow[n]{} 0$ uniform după j, avem $\sup_j (\beta_{nj} - \alpha_{nj}) \to 0$ dacă $n \to \infty$.

Dar $\int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n = \sum_j \int_{L^1(X,\mu)} f \cdot \nu(A_{nj}) \, d\delta_{x_{nj}} = \sum_j \nu(A_{nj}) \cdot f(x_{nj}) = \sum_j \int_{An_j} f(x_{nj}) \, d\nu$.

Atunci $\Big| \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu_n - \int_{L^1(X,\mu)} f d\nu \Big| = \Big| \sum_j \int_{An_j} [f - f(x_{nj})] \, d\nu \Big| \leqslant \sup_j (\beta_{nj} - \alpha_{nj}) \to 0$ pentru $n \to \infty$. Din etapele a) b) c) d), rezultă afirmaţia teoremei.

BIBLIOGRAFIE

1. S. K. Berberian, Measure and integration, Allendoerfer Advances Series, the Macmillan Company, New York, 1965.
2. J. Garsoux, *Analyse Mathématique*. Dunod Paris 1968.
3. K. R. Parthasarthy, Probability Measure on Metric Spaces. Academic Press 1967
4. T. Fleming, Lectures Notes în Mathematics Nr. 133. Springer Verlag Berlin Heidelberg New York 1970.
5. R. Deheuvels, L'intégrale de Lebesgue. Annalles de l'Institut Fourier VII (1957), p. 383–393.

SUR LA CONVERGENCE FAIBLE DES MESURES DE PROBABILITE SUR L'ESPACE DES FONCTIONS INTEGRABLES LEBESGUE-STIELTJES

(RÉSUMÉ)

Dans le présent travail on donne une construction effective d'une suite des mesures de probabilité à support fini, dense dans l'ensemble des mesures de probabilité définies sur l'espace des functions integrables Lebesgue-Stieltjes.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DIE HERSTELLUNG UND EXPERIMENTELLE UNTERSUCHUNGEN EINES Li—Zn FERRITS FÜR HOHE FREQUENZ

VON

COLETA DE SABATA, M. CRISTEA, G. PETCA, M. VLĂDUŢIU

A. Die Li—Zn Ferriten, die sich durch eine hohe Thermo-stabilität der Eigenschaften charakterisieren eignen sich, wegen den Werten der magnetischen Parameter zur Verwendung im Frequenzbereich von 5 bis 100 MHz [1].

In der vorliegenden Arbeit ist die Herstellung eines Li—Zn Ferrites mit Bi_2O_3 Zusatz, in dem man den Fe_2O_3 — Oxyd inländischer Herkunft (Oräştie) als Grundstoff verwendet, beschrieben.

Durch die Veränderung der für ähnliche Produkte in [2], [3], [4] angegebenen Synthesebedingungen und ausgehend von der Basisformel:

$$0{,}25\,(1-x)\,(Li_2O \cdot 5\,Fe_2O_3)\,(y \cdot ZnO \cdot y' \cdot Fe_2O_3) \tag{1}$$

mit

$$0{,}2 < x < 0{,}4\,;\; y \leqslant 1\,;\; y' > 1$$

wurde folgender Ferrit erhalten:

$$0{,}25\,(1-x)\,Li_{0{,}5} \cdot Fe_{2{,}5} \cdot O_4 \cdot (0{,}9\,ZnO \cdot 4{,}5\,Fe_2O_3) \tag{2}$$

Die verwendeten Grundstoffe waren dabei:

Fe_2O_3, dass man bei 700 °C durch Kalzinierung des $Fe_2O_3 \cdot 7\,H_2O$ erhaltet, weist eine 98,5% Reinheit (wichtige Verunreinigungen sind SO_4^{2-} und Ca^{2+}), eine nadelförmige Teilchenstruktur (welche dem mineralogischen Hämatittypen angehört) und eine spezifische Oberfläche von $(15-20) \cdot 10^3\ m^2/kg$, auf.

ZnO, Bi_2O_3 und $LiCO_3$ — chemisch rein

Nach der Dosierung in dem von (2) angegebenen Molverhältnis und mit einem 3% Bi_2O_3 Gewichtzusatz sind die Grundstoffe der Ferritherstellungstechnologie unterworfen, wobei das Nachsintern 2 Stunden bei konstanter Temperatur von 1 1280 °C ausgeführt wurde.

Die Ferriten sind ringförmig mit $\Phi_e = 1{,}3$ mm, $\Phi_i = 0{,}7$ mm und $h = 0{,}5$ mm. Diese wurden experimentell mit Hilfe einer Rechteckimpulsanlage [5], die die Hysteresisschleifen der ringförmigen Ferritkerne nach dem in Abb. 1 dargestellten schematischen Schaltbild ermöglicht, untersucht.

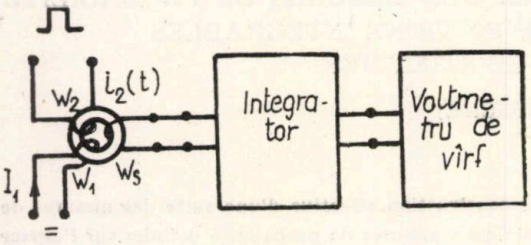


Abb. 1.

B. Im folgenden stellen wir die Hysteresisschleifen (Abb. 2) und die Abhängigkeit der relativen magnetischen Permeabilität μ_r von dem während der Messzeit angelegten magnetischen Feld $\overline{H}$ (Abb. 3) aber, sowohl für den Ferrit LIPT II, als auch für denselben der einer thermischen Behandlung von 1 Stunde bei kons-

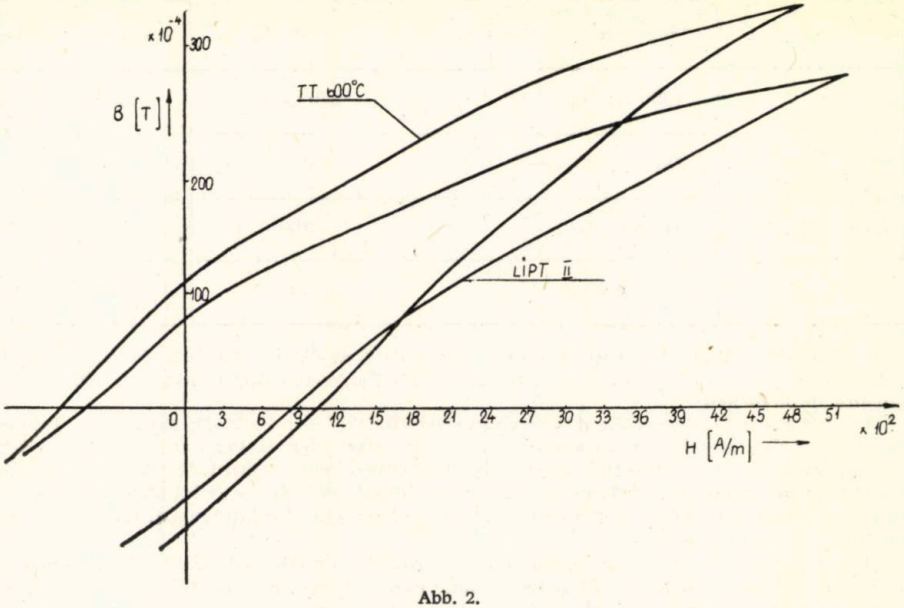


Abb. 2.

tanter Temperatur von 600 °C und einer nachträglich, in der Luft, rapiden Abkühlung unterworfern wurde.

Auf Grund der experimentellen Ergebnisse gehört der Ferrit zum weich-magnetischen Ferrittyp ($H_c < 1\,700$ A/m) mit isopermen Zyklus ($B_r < 0{,}5\ B_{sät}$) an. Der nicht behandelte LIPT II Ferrit hat eine praktisch konstante magnetische Permeabilität in einem grossen Bereich der verwendeten magnetischen Feldstärke $\overline{H}$ (0—2 600 A/m), welches die Quasiproportionalität zwischen $\overline{B}$ und $\overline{H}$ aufweist.

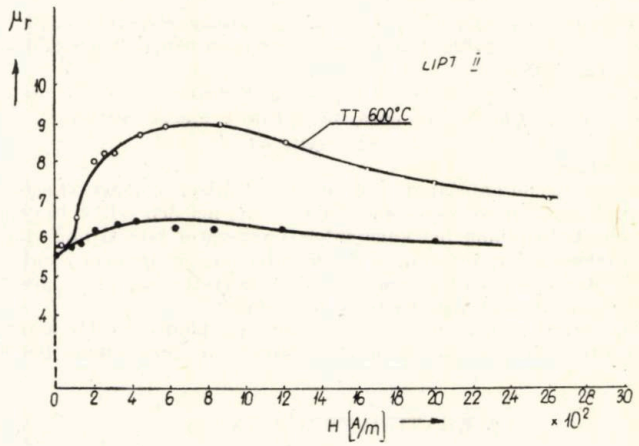


Abb. 3.

In der folgenden Tabelle stellen wir die wichtigsten magnetischen Kenngrössen der Ferriten für hohe Frequenz, die in der Literatur [1] angegeben sind, die LIPT II Ferriten und jene thermisch behandelten, dar. Wir bemerken, dass die Messungen eine unbedeutende Streuung der für diese Ferriten erhaltenen Wirte aufweisen.

	Daten aus der Literatur [1]	LIPT II	LIPT+T.B. 600°C
$B_{sät}$ (T)	$(300-1\,700)\cdot 10^{+4}$	$270\cdot 10^{-4}$	$345\cdot 10^{-4}$
B_r (T)	$(80-1\,200)\cdot 10^{-4}$	$75\cdot 10^{-4}$	$110\cdot 10^{-4}$
H_k (A/m)	$(1\,760-540)$	900	1 050
$\mu_{i\,rel}$	$2\sim 14$	5,8	5,5

C. Dadurch, dass die Form und die Charakteristiken der Hysteresisschleife das Ergebnis des Beitrages mehrerer Faktoren ist, werden wir im Folgenden die wichtigsten einwirkenden Elemente untersuchen.

Die Literatur [4] deutet an, dass der mit „Flussmittel" — rolle Bi_2O_3 Zusatz den Temperaturbereich in dem der Ferrit verwendbar ist begüngstigt, der Sinterpunkt sinkt, das Bilden einer homogenerer Mikrostruktur sichert, das koerzitive Feld vergrössert und die Leistungen des Ferrites bei Impulsen verbessert. Das Bismutoxyd, obwohl es eutektische Systeme mit dem Ferrit bildet, gibt keine starre Lösungen oder chemische Verbindungen, und ändert seine spinellische Struktur nicht.

Bei den gegebenen Abmessungen des ringförmigen Ferrites ist das Verhältnis zwischen dem Raum und der Oberfläche mit guter Annäherung 0,01 cm, ein Wert für den der Sauerstoffwechsel zwischen dem Werkstück und der Atmosphäre sehr intensiv ist.

Die magnetische Induktion, für ein im magnetischen Feld $\overline{H}$ eingeführten Ferrit wird nach einer Beziehung folgender Form

$$\overline{B}=\mu_0\overline{H}+\mu_0\overline{M_s}\,(1-V'-V'')\cos\theta \qquad (3)$$

berechnet, wobei durch $\overline{M_s}$ die Sättigungsmagnetisierung, durch V' das relative Volumen der Schliessbereiche, durch V'' das relative Volumen der Gegenbereiche und durch θ der Winkel zwischen dem resultierenden $\overline{M_s}$ und $\overline{H}$ bezeichnet wurden.

Im Falle der ringförmigen Ferrite ist V' klein und stabil in bezug vom angelegten Feld $\overline{H}$.

Der verringerte Wirt der Induktion $\overline{B}$ deutet die Tatsache an, dass V'' verhältnismässig gross und $\overline{M_s}$ genügend klein sein muss. Die Sättigungsmagnetisierung hängt im wesentlichen von der Ionenlage in den Teilgitter A und B ab, zwischen denen Wechselwirkungen vom Typ AA, BB und AB stattfinden.

Die Interaktion AB, im Falle der spinellischen Ferriten mit Zn, ist schwach oder Null, da die 3 d Schale vollständig ist, so dass die gesamte Magnetisierung

$$M=(M_A-M_B)\,\mu_B \qquad (4)$$

als sehr niedrig erscheint.

Was die Gegenbereiche anbelangt, erscheinen bei diesen magnetische Kernbezirke, wenn die Sättigungsinduktion klein ist $(300-400)\,10^{-4}$ T, was bei den LIPT II gerade der Fall ist.

Die thermische Behandlung bei konstanter Temperatur 600 °C und eine rapide Abkühlung in der Luft, verbessert die Leistungen des Ferrites, ändert sie aber nicht wesentlich. Auch sonst, die bei 300 °C durchgeführten Versuche haben den Hysteresiszyklus unverändert gelassen, was die hohe Thermostabilität des Ferrites hervorhebt.

Der LIPT II-Ferrit, in dem man das Eisenoxyd inländischer Herkunft als Grundstoff verwendet, eignet sich sehr gut, aus allen Hinsichten, zur Verwendung bei hoher Frequenz.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Cedighian V., *Ferite,* Ed. tehnică Bucureşti, 1966.
2. Glatov V. G., Pivavarov L. V., Zh. Neorg. Mater., 1969, 5, p. 2133.
3. Dugar-Jabon K. D., Zhtehn. fiz., 1970, 4 a, p. 862.
4. Dugar-Jabon K. D., Izvest. Akad. Nauk SSSR Neorg. Mater, 1972, 8, p. 505.
5. Rogojan Dorina, Borceanu Venturia, Bul. şt. stud. Bucureşti, 1971, p. 143—170.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

ELECTRO-LUMINISCENCE OF POLYVINYL CHLORIDE

BY

P. CRĂCIUN

1. **Introduction.** A plastic sheet of polyvinyl chloride inserted into a constant electric field becomes luminiscent. The effect occurs only with a certain magnitude of the electric field, which explains while we have included it into the class of electro-luminiscence phenomena. In the following some of the particulars of the effect observed are emphasized.

2. **Test device.** The device is illustrated schematically in Fig. 1. It is composed of a condenser with a silver grid (g) cathode (100 eyes/cm). The dielectric between the couple of condenser electrodes was made of polyvinyl chloride sheets (plates). Intensity of luminiscence was measured using an electronic counter, by recording the voltage pulses produced by a multiplier (F.M.) (A.T.C., 180 AVP) located behind the grid. The voltage applied to the condenser was provided by a stabilized direct voltage generator.

Electro-luminiscence curves. For a fixed magnitude of the electric field applied between the condenser plates, intensity of electro-luminiscence varies with time ; i.e. an initial increase followed by a slow decrease are noted. In order to maintain as constant as possibile electro-luminiscence conditions, recordswere made for 20 seconds only with each of the electric fields applied. A log plot of the electro-luminiscence intensity values ($\log I = f(1/E)$ yields straight lines with variyng slopes (Fig. 2). On this base the law of inter-dependence of the two parameters (I and E) has been derived as :

$$I = Ae^{-a/E} \tag{1}$$

A and a being magnitudes the values of which are depending on the thickness and the composition of the polyvinyl chloride plates as well as the working temperature.

For various thicknesses of the polyvinyl chloride plates of identical chemical composition electro-luminiscence occurs at different electric field values. With greater plate thickness luminiscence begins at smaller field values. Fig. 2 shows a couple of electro-luminiscence curves corresponding to two samples with thickness $l_1 = 0{,}017$ cm (curve *1*) and $l_2 = 0{,}045$ cm (curve *2*), respectively, while concentration is 70% polyvinyl chloride + 30% dioctylphtalate.

Tracing of a curve required at most 200 seconds. With repeated measurements the electro-luminiscence curve will be located beneath the previously traced curve. This is shown in Fig. 2 (1 *b*) for a sample with $l_1 = 0{,}017$ cm.

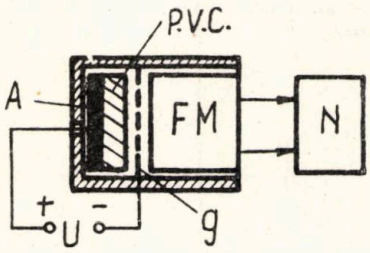


Fig. 1. Schematic illustration of the test device. (*A*) — aluminium anode, (*g*) — grid (PVC) — polyvinyl chloride plate, (*N*) — electronic counter.

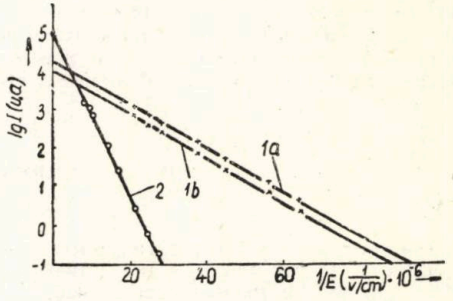


Fig. 2. Dependence of intensity of electro-luminiscence on the magnitude of the electric field applied. The sample were made of polyvinyl chloride with 30% plasticizer, sample thickness $l_1 = 0.017$ cm and $l_2 = 0.045$ cm.

Polyvinyl chloride plates having no plasticizer or kept for a long time in organic solvents show no electro-luminiscence. This proves the role played by plasticizers in the electro-luminiscence effect. Measurements carried out with samples having various plasticizer concentrations (5%; 30%; 40%; 60%; 80% dioctylphtalate) have revealed a marked dependence of the intensity of electro-luminiscence on the plasticizer concentration, with identical electric fields applied. In Fig. 3 the variation is illustrated with samples of thickness $l = 0{,}045$ cm subjected to a field $E = 1{,}25 \times 10^4$ V/cm.

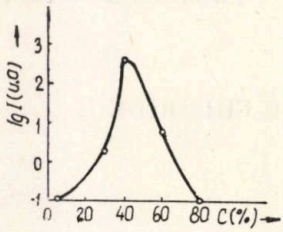


Fig. 3. Dependence of intensity of electro-luminiscence on plasticizer concentration (dioctylphtalate). Sample thickness $l = 0.045$ cm; electric field $E = 1.25 \times 10^4$ V/cm.

4. **Discussion.** Relation (1) we have found for electro-luminiscence of polyvinyl chloride is similar to that derived by [1], [2], [3] for electro-luminiscence of anorganic sulphides, most probably because similar luminiscence-producing mechanism are involved, based on the presence of luminiscent centres in the bulk of the plastics. The observed dependence of electro-luminiscence on thickness of the sample shown also in Fig. 2 (curves *1* and *2*) proves the validity of the above statement.

In our polyvinyl chloride samples the luminiscent centres are the organic plasticizer — dioctylphtalate — molecules, and no electro-luminiscence is obtained when these molecules are absent, see Fig. 3. With an electric field applied, because energy of the luminiscent centres increases, π-electrons leave the normal singlet state for a higher energetic state. A similar mode of excitation is known with organic scintillators [4]. Luminiscence is obtained by de-energization of the molecule, but equally following a re-combination between a free electron and a positive ion, in case the electric field intensity is great enough to produce them [5], [6], [7].

By increasing the plasticizer concentration in polivinyl chloride, the number of energized centres increases with a simultaneous increase of electro-luminiscence (Fig. 3). This agrees with the observations of other authors too [5] on the influence of the concentration of impurities on the quantum efficiency of luminiscence of organic matter.

With great concentrations of plasticizers numerous energized or ionized luminiscent centres exist, while the mass of polyvinyl chloride converts from an insulator into a weak conductor, as proved by our conductometric analyses. In consequence the electro-luminiscent properties of polyvinyl chloride disappear.

With small plasticizer concentrations a few luminiscent centres exist. Prior to being restored into the fundamental state, the luminiscent centres are subjected to a number of collisions by the neighbouring molecules which take up the energy of the luminiscent centres in form of heat. Consequently only a small number of the initial few luminiscent centres will deliver energy in shape of light, the progressively decreasing luminiscence with decreasing plasticizer concentrations being thus explained (according to Fig. 3).

5. **Conclusions.** 1. Intensity of electro-luminiscence (I) of polyvinyl chloride plates changes in function of the electric field (E) applied, according to relation :

$$I = A \exp(-a/E), \text{ where } A \text{ and } a = \text{constants}$$

2. Intensity of electro-luminiscence of polyvinyl chloride plates depends on the thickness and the history of the sample, involving alteration of the number of luminiscent centres by a surface as well as a volume process.

3. Intensity of electro-luminiscence of polyvinyl chloride plates is variable, going through a maximum value depending on the plasticizer concentration. With extreme concentrations, electro-luminiscent properties of polyvinyl chloride disappear.

REFERENCES

1. Curie D., J. Physique Rad., 1953, 14, 510.
2. Curie D., J. Physique Rad., 1956, 17, 728.
3. Zalm P., J. Physique Rad., 1956, 17, 777.
4. Blanc D., Cambou F., Lafond G., J. Physique, 1964, 25, 319.
5. Demikhov N., Fajdysh A. N., Opt. i Spektrosk., 1973, 35, 646.
6. Schvob H. P., Williams D. F., Chem. Phys. Letters, 1972, 13, 581.
7. Hwang W., Kao K. C., J. Chem. Phys., 1972, 58, 3521.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA MATEMATICĂ — FIZICĂ — MECANICĂ TEORETICĂ ŞI APLICATĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DAS STUDIUM DER STATIONÄREN BEWEGUNGSZUSTÄNDE EINES AGGREGATES UNTER BERÜCKSICHTIGUNG DER INNEREN DÄMPFUNG IN DEN VERFORMBAREN ELEMENTEN

VON

I. GROŞANU

Beim Studium der stationären Bewegungszustände von Aggregaten ist die Dämpfung von grosser Bedeutung. Diese Tatsache ist gekennzeichnet durch die Vielzahl der dynamischen Modelle, welche angenommen wurden um die Dämpfung zu veranschaulichen.

In diesem Beitrag wird nur die innere Dämpfung der verformbaren Elemente berücksichtigt mit zeitlich veränderbaren Eigenschaften.

Es wird ein Aggregat mit einem Kurbel-Pleul-Getriebe betrachtet mit den Bewegungsdifferentialgleichungen

$$\begin{aligned} &m\ddot{x}+kx-h_0\int_{-\infty}^{t} e^{-\mu(t-\tau)}x(\tau)\,d\tau=k_0 r\sin\varphi \\ &J\ddot{\varphi}=M_s(\dot{\varphi})+k_0 r(x-r\sin\varphi)\cos\varphi. \end{aligned} \tag{1}$$

Das Studium der stationären Bewegungszustände wird in der Annahme gemacht, dass $J^{-1}=\varepsilon\nu$, wo ε ein kleiner Parameter ist. Mit dieser Hypothese, werden folgende Entwicklungen betrachtet :

$$x=x^{(0)}+\varepsilon x^{(1)}+0(\varepsilon^2),\quad \varphi=\varphi^{(0)}+\varepsilon\varphi^{(1)}+0(\varepsilon^2) \tag{2}$$

Für die Nullte-Ordnung findet man für den Drehwinkel $\varphi^{(0)}$

$$\ddot{\varphi}^{0}=0,\ \dot{\varphi}^{(0)}=\omega,\ \varphi^{(0)}=\omega t \tag{3}$$

und für den Ausschlag $x^{(0)}$

$$x=A^{(0)}\cos\omega t+B^{(0)}\sin\omega t \tag{4}$$

wobei

$$\begin{aligned} &A=\frac{-h_0k_0r\omega}{(\mu^2+\omega^2)R_0},\quad B=\frac{k_0r\left(k-m\omega^2-\dfrac{\mu h_0}{\mu^2+\omega^2}\right)}{R_0}, \\ &R_0=\left(K-m\omega^2-\frac{\mu h_0}{\mu^2+\omega^2}\right)^2+\frac{h_0^2\omega^2}{(\mu^2+\omega^2)^2}. \end{aligned} \tag{5}$$

gilt.

Wird nur die Drehung in Erster-Ordnung betrachtet, so erhält man die Gleichung

$$\ddot{\varphi}^{(1)}=\nu\left[M_s(\omega)+k_0r(A^{(0)}\cos\omega t+B^{(0)}\sin\omega t)\cos\omega t-\frac{1}{2}k_0r^2\sin 2\omega t\right]. \tag{6}$$

Damit der stationäre Bewegungszustand periodisch ist, muss die Summe der konstanten Glieder in Gleichung (6) gleich Null sein. So erhält man die Periodizitätsbedingung

$$\frac{k_0r^2h_0\omega}{2(\mu^2+\omega^2)R_0}=M_s(\omega) \tag{7}$$

Für den Fall, dass das Aggregat mit einem asynchronen elektrischen Motor angetrieben wird, mit der statischen Charakteristik :

$$M_s(\omega)=2\,M_k S_k \frac{1-\frac{\omega}{\omega_0}}{\left|1-\frac{\omega}{\omega_0}\right|^2+S_k^2}, \tag{8}$$

so folgen mit den Bezeichnungen

$$\omega_n^2=\frac{k}{m},\quad \gamma=\frac{\omega}{\omega_n},\quad \gamma_0=\frac{\mu}{\omega_n},\quad \delta_0=\frac{h_0}{m\omega_n^2},\quad \lambda=\frac{k_0}{k},\quad m_k=\frac{4M_k}{\lambda k_0 r^2},\quad \alpha=\frac{\omega_n}{\omega_0} \tag{9}$$

die Beziehungen

$$\Gamma(\gamma)=\frac{\delta_0\gamma}{(\gamma_0^2+\gamma^2)\left[\left(1-\gamma^2-\frac{\gamma_0\delta_0}{\gamma_0^2+\gamma^2}\right)^2+\frac{\delta_0^2\gamma^2}{(\gamma_0^2+\gamma^2)^2}\right]},\quad \Gamma_1(\gamma)=m_k S_k\frac{1-\alpha\gamma}{(1-\alpha\gamma)^2+S_k^2}. \tag{10}$$

Die Gleichung (7) wird deshalb

$$\Gamma(\gamma)=\Gamma_1(\gamma) \tag{11}$$

Aus dieser Gleichung können dann graphisch die reelen und positiven Werte γ bestimmt werden, für welche stationäre und stabile Bewegungszustände entsprechen.

Aus Grund bekannter Resultate sind die stationären Bewegungszustände stabil, wenn gilt.

$$\frac{d\Gamma(\gamma)}{d\gamma}>\frac{d\Gamma_1(\gamma)}{d\gamma} \tag{12}$$

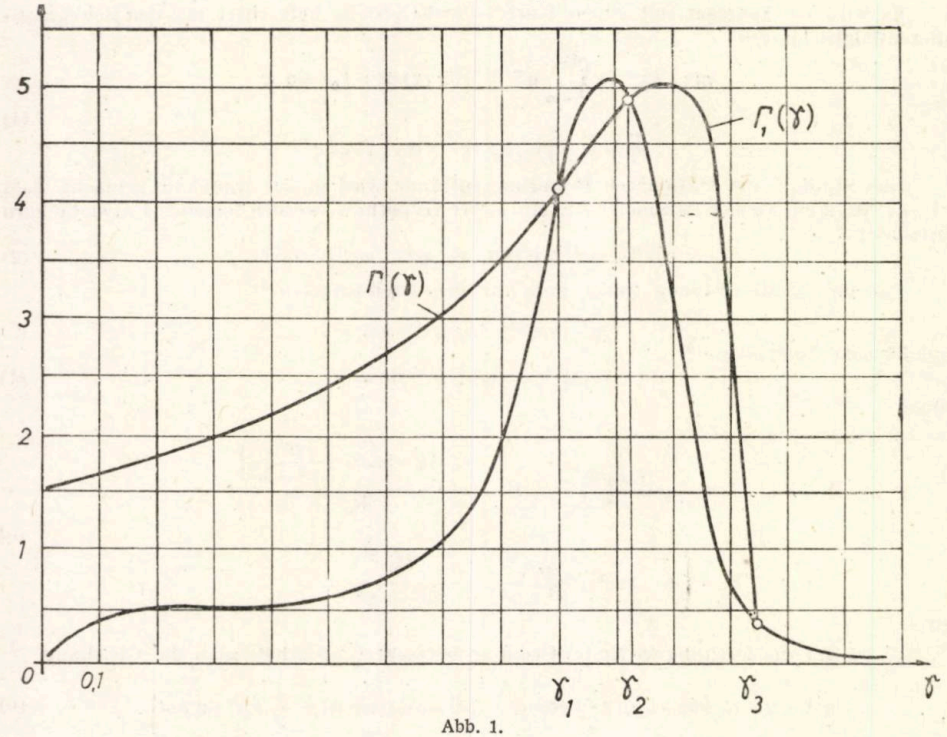


Abb. 1.

In Abb. 1 sind für gegebene Parameterwerte des Aggregates je eine Kurve entsprechend Gl. (11) dargestellt.

Es folgt, dass man drei reele Wurzeln $0<\gamma_1<\gamma_2<\gamma_3$ erhalten kann, für welche stationäre Bewegungszustände entsprechen. Aus der Bedingung (12) folgt, dass nur jene, welche den Wurzeln γ_1 und γ_3 entsprechen, stabil sind.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

CONTRIBUŢII LA DETERMINAREA CARACTERISTICILOR DINAMICE ALE MECANISMELOR ARTICULATE CU ELEMENTE ELASTICE

DE

G. SAVII

1. **Modelul pentru studiul vibraţiilor.** Deoarece un mecanism reprezintă un sistem care are numărul gradelor de mobilitate mai mare sau egal cu 1, pentru studiul deformaţiilor se vor considera poziţii succesive ale mecanismului, poziţii în care toate elementele motoare se consideră legate rigid de elementul fix [1]. Se obţine astfel un sistem (structură) static determinat. Deoarece calculul urmează să se facă pe un calculator digital, poziţiile succesive ale mecanismului se aleg suficient de apropiate pentru a considera suficient de exactă aproximarea diferenţialelor funcţiilor cinematice prin diferenţe finite.

Deoarece un mecanism are, din punct de vedere al vibraţiilor, un număr infinit de grade de libertate, mărimile ce caracterizează mişcarea vibratorie se vor calcula doar în anumite puncte, de obicei în centrul cuplelor cinematice. Se obţine astfel un număr finit de grade de libertate.

Pentru fiecare poziţie a mecanismului se determină caracteristicile dinamice necesare calculului mişcării vibratorii : matricea maselor $[M]$ şi matricea rigidităţilor $[K]$ într-un sistem de axe fix.

2. **Calculul matricilor maselor şi rigidităţilor structurii în sistemul de axe fix.** Matricile $[M]$ şi $[K]$ se calculează pe baza matricilor maselor şi rigidităţilor fiecărui element în parte, exprimate într-un sistem de axe legat de elementul respectiv [2]. Aceste matrici ale elementelor se transformă într-un sistem de axe legat de elementul fix (prin rotirea sistemului de axe), apoi sînt asamblate în matricea maselor $[M]$ şi a rigidităţilor $[K]$. Asamblarea se face ţinînd cont de structura mecanismului şi de localizările deformaţiilor ce urmează a fi calculate.

În figura 1 este prezentată schema logică a subprogramului XDTØXS care realizează asamblarea matricilor. S-a notat cu $[E]$ matricea tridimensională în care s-au introdus, alăturate, matricile maselor sau rigidităţilor elementelor, iar cu $[S]$ matricea asamblată (matricea structurii). -Matricea coloană $\{V\}$ conţine indicii coordonatelor, astfel aranjaţi, încît în matricile asamblate elementele corespunzătoare locaţiilor deformaţiilor căutate să apară în primele n linii ale primelor n coloane (n fiind numărul total

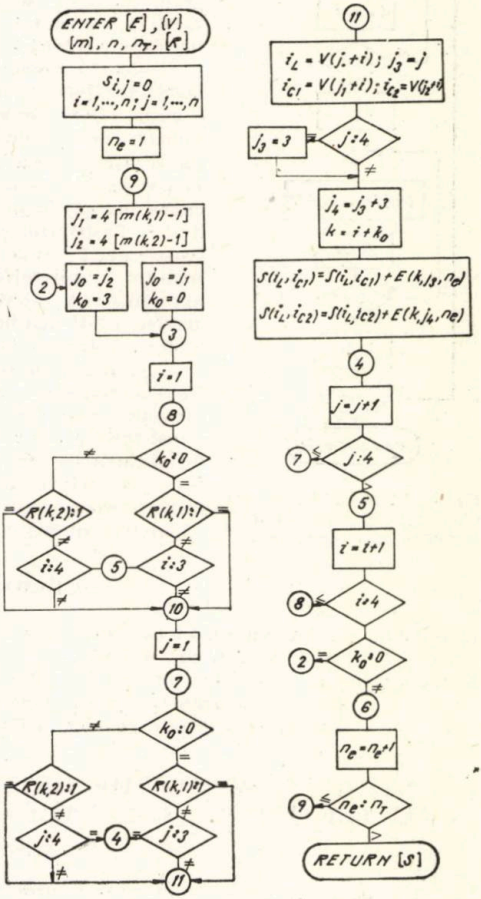


Fig. 1. Schema logică a calculului de asamblare a matricilor de flexibilitate şi de inerţie ale mecanismelor.

al deformațiilor ce trebuie calculate). S-a notat cu $m(i, j)$ indicele cuplei cinematice din capătul j al elementului i, iar cu n_T numărul total de elemente. Vectorul $\{R\}$ conține informațiile referitoare la tipul legăturii dintre două elemente.

3 **Calculul vectorilor și valorilor proprii.** Calculul vectorilor și valorilor proprii se poate face prin orice metodă standard [2], existînd însă unele dificultăți în cazul vectorilor proprii din cauză că sensul vectorului propriu nu este semnificativ (fiind vorba, de fapt, de o direcție proprie). Rezolvarea ecuației vibrațiilor pretinde normalizarea vectorilor proprii, adică valoarea absolută a celui mai mare element (în valoare absolută) al fiecărui vector să fie 1. Deoarece în cadrul subprogramelor standard sensul vectorilor proprii nu este controlat, aceste subprograme trebuie modificate pentru a putea fi utilizate în cadrul problemei vibrațiilor mecanismelor. În programul de analiză creat pe baza de mai sus, s-a prevăzut memorarea, de la o poziție a mecanismului la alta, a locului și semnului elementului celui mai mare în valoare absolută al fiecărui vector propriu, astfel încît să se poată asigura același sens vectorului propriu corespunzător din noua poziție. Neasigurarea păstrării sensului vectorilor proprii duce la calcularea incorectă a termenului liber al ecuației vibrațiilor scrisă în sistemul de axe dat de vectorii proprii.

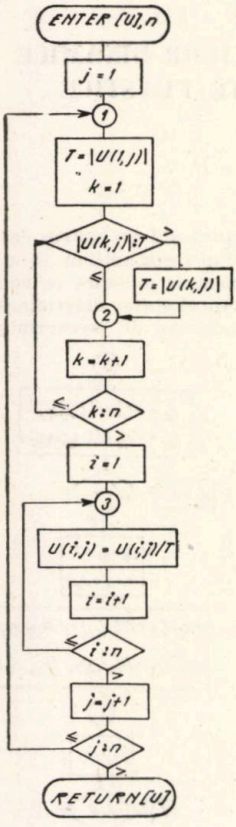


Fig. 2. Schema logică a calculului de normalizare specială a vectorilor proprii.

În figura 2 se prezintă schema logică a fragmentului de program în care se realizează normalizarea vectorilor proprii. Cu $U(i, j)$ s-a notat elementul i al vectorului propriu j, $[U]$ fiind matricea vectorilor proprii.

Pentru calculul valorilor și vectorilor proprii, subprogramul corespunzător are nevoie, la inițializarea iterațiilor, de un vector, a cărui valoare se adoptă, de obicei, arbitrar. Pentru a micșora numărul necesar de iterații, s-a luat drept vector inițial, începînd din poziția a doua a mecanismului, primul vector propriu obținut în poziția anterioară. Eficacitatea acestei metode este evidentă cunoscînd că, în prima poziție a mecanismului, cînd vectorul inițial se ia arbitrar, soluțiile se obțin după opt iterații, iar în următoarele poziții, aplicînd metoda propusă, soluțiile se găsesc după două (mai rar trei) iterații. S-a încercat și aplicarea unor metode de calcul aproximativ a valorilor și vectorilor proprii, dar timpul necesitat de acestea a fost mai lung decît în cazul metodei exacte, care a fost metoda puterilor, în simplă precizie, precizia dorită fiind 10^{-5}.

4. **Rezultate și concluzii.** Problemele și soluțiile de mai sus au fost concretizate în cadrul unui program de calcul a vibrațiilor unui mecanism plan articulat. Programul, scris în limbaj FORTRAN IV a fost rulat pe un calculator FELIX C 256. Rezultatele obținute confirmă justețea soluțiilor adoptate pentru rezolvarea problemei și fac aptă metoda pentru a fi aplicată în domeniul mecanismelor de mare precizie și viteză, cum ar fi dispozitivele periferice ale calculatoarelor automate.

BIBLIOGRAFIE

1. Imam I. and Sandor G. N., Mechanism and Machine Theory, Oxford, Great Britain, 1973, Vol. 8, pp. 497-516.
2. Massonet, Ch., Deprez, G., Maquoi, R., Müller, R., Fouder, G., *Calculul structurilor la calculatoare electronice*. Traducere din limba franceză, București, Editura Tehnică, 1974.

CONTRIBUTIONS TO THE DETERMINATION OF THE DYNAMIC PARAMETERS OF THE MECHANISMS WITH ELASTIC LINKS.

(ABSTRACT)

The paper presents the particular problems related to the determination of the mass and flexibility matrices of the mechanisms with elastic links, giving methods for the solution of these problems.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

CONTRIBUŢII LA STUDIUL POSIBILITĂŢILOR DE REDUCERE A NIVELULUI DE VIBRAŢII PENTRU UN MOTOR SUPRAALIMENTAT*

DE

TR. RAICA, A. FERENCZ, V. NEGREA, C. PEPTAN

1. Prezentarea problemei. Cercetările s-au efectuat asupra unui agregat motor-generator, instalat la Combinatul Chimic Craiova, în vederea stabilirii nivelului de vibraţii şi a posibilităţilor de reducere a acestuia.

Motorul V12TR240CO cu 12 cilindri în V la 45°, fabricat Cockerill-Belgia, are următoarele caracteristici: puterea nominală 2 800 CP la turaţia de 1 000 rot/min, ordinea de aprindere B_1, A_6, B_5, A_2, B_3, A_4, B_6, A_1, B_2, A_5, B_4, A_3, masa motorului uscat 14 750 kg.

Grupul de supraalimentare Hispano-Suiza 500 este dispus în spate spre generator.

Agregatul motor-generator este instalat pe fundaţie prin intermediul unei grinzi cheson aşezată pe 32 elemente elastice protejate cu un înveliş din tablă.

Probele de intrare rapidă în funcţiune se execută săptămînal timp de circa 30 minute. La una din probe turbosuflanta a fost avariată prin distrugerea rotorului suflantei.

După probele preliminare efectuate la C. Ch. Craiova, datorită nivelului ridicat al vibraţiilor la grupul de supraalimentare, grinzile cheson de aşezare pe fundaţie a motorului au fost balastate cu profile metalice. Acest lucru s-a efectuat înainte de avarierea suflantei.

2. Studiul echilibrării motorului. Motorul V12TR240CO este prevăzut cu un arbore cotit de motor în 4 timpi cu 6 cilindri în linie, avînd manivelele cîte două în fază.

Se poate aprecia că motorul cu 12 cilindri în V este foarte bine echilibrat. Un dezechilibru se poate produce din cauza neuniformităţii momentului cuplului de răsturnare, [1].

Din cauza neuniformităţii decalajului dintre aprinderi (45 respectiv 75° RAC) cuplul motor total se repetă la 120° RAC, adică de 3 ori la fiecare rotaţie a arborelui cotit.

Efectul cuplului de răsturnare variabil se manifestă prin tasarea neuniformă a elementelor elastice pentru motor şi generator.

3. Măsurarea vibraţiilor grupului motor-generator. Pentru determinarea nivelului de vibraţii s-a utilizat ca aparatură: Tastograf-Metallwerk (scara 1 : 20) pentru înregistrarea pe bandă de hîrtie, precum şi un vibroscop Schenk respectiv un vibrometru Dowty pentru control şi pentru depistarea zonelor cu amplitudini mari ale vibraţiilor.

Pentru grupul motor-generator măsurătorile s-au efectuat: în plan vertical (V), orizontal (O) şi în direcţie axială (A), în punctele reprezentate în fig. 1.

În tabelul 1 sînt redate rezultatele măsurătorilor efectuate pentru funcţionarea în gol ($P_e=0$ şi $n=1\,000$ rot/min), iar în tabelul 2 pentru $P_e=1\,500$ kW şi 980 rot/min.

Pentru grupul de supraalimentare, pentru funcţionarea în gol, s-au măsurat vibraţiile după direcţiile radiale în punctele S_1, S_2, S_3, S_4 şi S_5, fig. 2, iar rezultatele sînt redate în tabelul 3.

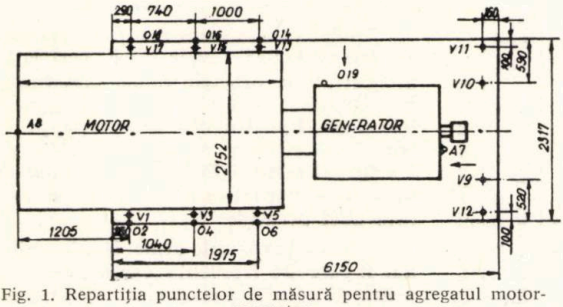


Fig. 1. Repartiţia punctelor de măsură pentru agregatul motor-generator.

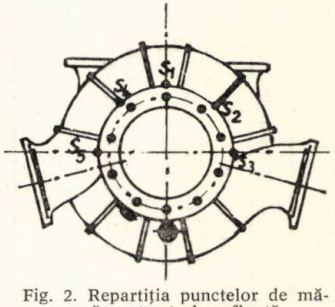


Fig. 2. Repartiţia punctelor de măsură pentru turbosuflantă.

*) Rezultate comunicate la Sesiunea ştiinţifică I.P.T., sept. 1974.

Vibrații înregistrate pentru funcționarea în gol *Tabelul 1*

Direcția vibrației		Verticală										Orizontală							Axială	
Poziția punct de măsurare	stg.		17		15		13		11		10		18		16		14	19	8	7
	dr.	1		3		5		12		9		2		4		6				
Amplitudinea dublă în μm	stg.		43		39		20,5		43		29,5		28,25		33		14	37,5	15,5	52,75
	dr.	48		63,5		42,5		39,5		28,5		21		25,5		23				
Frecvența fundamentală Hz		16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7

Vibrații înregistrate pentru funcționarea în sarcină *Tabelul 2*

Direcția vibrației		Verticală										Orizontală							Axială	
Poziția punct de măsurare	stg.		17		15		13		11		10		18		16		14	19	8	7
	dr.	1		3		5		12		9		2		4		6				
Amplitudinea dublă în μm	stg.		74,25		60,75		37		53,25		15,25		44,25		32,25		38	22,75	17,25	71,75
	dr.	55		66		60,25		84,5		29,25		86,75		40		14,25				
Frecvența fundamentală Hz		16,3	16,3	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5	16,5

Tabelul 3

Vibrații înregistrate pentru grupul de supraalimentare

Punct de măsură	S_5	S_4	S_1	S_2	S_3
Amplitudine dublă (μm)	42	13	39,6	116	32
Frecvența fundamentală (Hz)	16,7	16,7	16,7	16,7	16,7

4. **Interpretarea vibrogramelor.** Vibrogramele înregistrate dau informații asupra amplitudinilor și frecvențelor mișcării vibratorii.

4.1. *Determinarea amplitudinilor vibrațiilor.* În tabelul 4 sînt prezentate valorile maxime ale amplitudinilor vibrațiilor pentru grupul motor-generator, pentru cele două regimuri de funcționare cercetate.

Literatura tehnică de specialitate [2] recomandă următoarele valori admisibile pentru amplitudinile vibrațiilor, la mașini cu mișcare circulară uniformă, care funcționează la 1 000 rot/min :

— pentru vibrații verticale 0,075 mm
— pentru vibrații orizontale 0,110 mm

Mișcarea de balansare a motorului se amplifică mult pentru grupul de supraalimentare.

Valorile măsurate pentru grupul de supraalimentare (Tabelul 3) depășesc cu mult pe cele admise de literatura de specialitate [2] : 0,0050 mm pe verticală și 0,0075 mm pe orizontală.

Vibrațiile acestea sînt periculoase deoarece produc deplasări ale suprafețelor de contact dintre arbore și lagăr, care cauzează creșterea uzurii lagărului și dau naștere la bătăi care determină distrugerea rapidă a acestuia [3].

4.2. *Analiza armonică.* S-a efectuat analiza armonică a vibrațiilor verticale înregistrate la capetele ramei motorului în punctele 1 și 17, respectiv în punctele 2 și 18 pentru cele orizontale, pentru P_e=1 500 kW și n=980 rot/min. S-a folosit metoda Runge [4], vibrogramele fiind împărțite în 12 părți pe durata unei perioade.

În toate cazurile armonica de ordinul I, care are frecvența egală cu frecvența de rotație a arborelui, are amplitudine maximă, net superioară amplitudinilor celorlalte armonici.

Valorile maxime ale amplitudinilor vibrațiilor — *Tabelul 4*

Vibrații verticale	$P_e=0$ $n=1\,000$ rot/min	Punct 3 ; 0,0318 mm Punct 1 ; 0,0240 mm
	$P_e=1\,500$ kW $n=980$ rot/min	Punct 12 ; 0,042 mm Punct 17 ; 0,037 mm
Vibrații orizontale	$P_e=0$ $n=1\,000$ rot/min	Punct 19 ; 0,0188 mm Punct 16 ; 0,0165 mm
	$P_e=1\,500$ kW $n=980$ rot/min	Punct 2 ; 0,0434 mm Punct 18 ; 0,0221 mm
Vibrații axiale	$P_e=0$ $n=1\,000$ rot/min	Punct 7 ; 0,0264 mm
	$P_e=1\,500$ kW $n=980$ rot/min	Punct 7 ; 0,0359 mm

Analiza armonică conduce la concluzia că sursa de vibrații o constituie o forță excitatoare care se reproduce cu frecvența de rotație a arborelui cotit, deoarece frecvența armonicii de ordinul I care are amplitudinea maximă este de 16,3 Hz (vezi tabelul 2).

Măsurătorile efectuate la cuplajul rigid dintre motor și generator au scos în evidență bătăi care motivează necesitatea recentrării agregatului. Bătăile radiale au fost de 0,08 mm.

Pentru cuplaje rigide [5] se admit bătăi axiale pînă la 0,02 mm și radiale de maximum 0,04 mm, recomandîndu-se ca în cazul de față să nu se depășească 0,03 mm pentru cele radiale. Bătaia maximă dintre brațele de manivelă de la ultimul cot al arborelui cotit a fost de 0,008 mm (admis 0,07 mm).

Bătaia de 0,08 mm la cuplaj între arborele cotit și generator dă naștere la o forță centrifugă care provoacă vibrații ale ansamblului oscilant după cele șase grade de libertate.

5. **Concluzii.** Mărimea amplitudinilor nu depășește limitele admise pentru agregatul motor-generator. Ele depășesc însă limitele admise pentru grupul de supraalimentare.

— Principala sursă de vibrații o constituie agregatul motor-generator.

— În scopul reducerii efectului forței perturbatoare determinată de necoaxialitatea arborilor, se impune recentrarea cuplajului rigid dintre cei doi arbori.

— Se va reconsidera montajul elementelor elastice pe fundație.

— Se va balasta suplimentar cadrul de susținere a ansamblului motor-generator, prin fixarea provizorie a unor profile grele (minimum 1 000 kg) pe grinzile cheson.

— Se va rigidiza cadrul de susținere prin întărirea sa cu profile I 28.

BIBLIOGRAFIE

1. B. Grünwald, *Teoria, construcția și calculul motoarelor pentru autovehicule rutiere.* Ed. didactică și pedagogică, București 1969.
2. Gh. Buzdugan ș.a., *Fundații de mașini.* Ed. Tehnică, București, 1958.
3. D. Brodszki, *Feltöltött dieselmotorok,* Budapest 1968.
4. Gh. Buzdugan, *Măsurarea vibrațiilor mecanice.* Ed. Tehnică, București, 1964.
5. B. V. Sostakovici, *Metoda centrării turbinelor cu abur.* Gosenergoizdat 1950.

BEITRÄGE ZUM STUDIUM DER VERMINDERUNGS-MÖGLICHKEITEN DES NIVEAUS DER SCHWINGUNGEN FÜR EINEN AUFGELADENEN DIESEL-MOTOR

(ZUSAMMENFASSUNG)

In vorliegender Arbeit werden die Ergebnisse der Forschungen, die auf einem Motorgeneratoragregat zum Zweck der Bestimmung des Vibrationsniveaus und dessen Verminderungsmöglichkeiten durchgeführt wurden, vorgestellt.

Die Analyse des aufgezeichneten Vibrationsniveaus zeigt dass die Grössen der Amplitude die zulässlichen Grenzen für das Motorgeneratoraggregat nicht überschreiten. Sie sind aber grösser als die zugelassenen Grenzen für die Aufladergruppe.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

PROCEDEU DE CALCUL AL FENOMENELOR DE UNDĂ DIN CONDUCTELE DE ADMISIUNE ALE MOTOARELOR CU ARDERE INTERNĂ FOLOSIND FUNCŢII PERIODICE (I)

DE

V.D. NEGREA

Curgerea nestaţionară de pe traseul de distribuţie al motoarelor în patru timpi poate fi sintetizată analitic acceptînd următoarele ipoteze simplificatoare [1] : a) Procesul se consideră unidimensional ; b) Se neglijează efectele frecării interne ; c) Dintre forţele exterioare se au în vedere numai forţele de frecare la pereţi ; d) Se neglijează efectul stratificării fluidului ; e) Se acceptă ipoteza invariabilităţii căldurii specifice la presiune constantă.

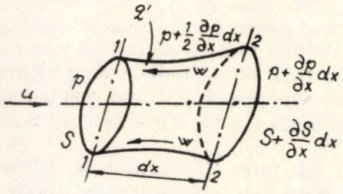


Fig. 1.

Pentru elementul de fluid din fig. 1 se scriu ecuaţia de continuitate, ecuaţia de echilibru a forţelor ce acţionează asupra sa şi ecuaţia energiei

$$\frac{\partial (\rho \cdot S)}{\partial \tau} dx = -\frac{\partial (\rho \cdot S \cdot u)}{\partial x} dx \tag{1}$$

$$\rho \cdot S \cdot dx \frac{du}{d\tau} = p \cdot S - \left(p + \frac{\partial p}{\partial x} dx\right)\left(S + \frac{\partial S}{\partial x} dx\right) + \left(p + \frac{1}{2}\frac{\partial p}{\partial x} dx\right)\frac{\partial S}{\partial x} dx - W \cdot \rho \cdot S \cdot dx \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial \tau}(u^2 + ge) \cdot \rho \cdot S \cdot dx = -\frac{\partial}{\partial x}\left(\frac{u^2}{2} + g \cdot e + \frac{p}{\rho}\right) \cdot \rho \cdot S \cdot u \cdot dx + q \cdot \rho \cdot S \cdot dx. \tag{3}$$

Efectul frecării poate fi avut în vedere considerînd că energia disipată prin frecare şi transformată în căldură se cumulează la căldura schimbată cu mediul de unitatea de masă în unitatea de timp :

$$q = -W \cdot u + q' \tag{4}$$

După [2] :

$$W = \frac{\lambda}{2 d_{ca}} u^2 \quad \text{astfel că notînd} \quad \delta = \frac{\lambda}{2 d_{ca}} \cdot \tag{5'}$$

avem :

$$W = \delta \cdot u^2. \tag{5}$$

Coeficientul de frecare poate fi evaluat după indicaţiile date în [3], [1], şi [4].

Folosind relaţia lui Newton pentru calculul căldurii preluată de fluid se deduce :

$$q' = \frac{4 (\hat{T}_p - \hat{T}_a) \cdot \alpha}{d_{ca}} \tag{6}$$

unde $\hat{T}_p$ şi $\hat{T}_a$ sînt temperaturile medii ale peretelui conductei, respectiv a aerului şi d_{ca} dia metrul conductei.

Coeficientul de transfer termic convectiv α pentru toate gazele și vaporii supraîncălziți în curgere turbulentă prin conducte de rugozitate oarecare în tehnică după [5] este :

$$\alpha = 864{,}017 \cdot c_p^{0{,}81} \cdot \lambda_c^{0{,}19} \cdot d_{ca}^{-0{,}25} \cdot u^{0{,}85} \cdot \rho^{0{,}75} \quad [\mathrm{W/m^2\ ^\circ K}] \tag{7}$$

unde c_p este dat în [kcal/kg °K] și λ_c în [kcal/m.s.°K].

Dacă traseul cercetat se găsește în chiulasa motorului după cercetările lui Zapf [6], coeficientul de transfer termic

$$\alpha = 0{,}214 \cdot \lambda_c \cdot d_{ca}^{-0{,}32} \cdot \nu^{-0{,}68} \cdot u^{0{,}68} \quad [1 - 0{,}765 h_s/d_s] \text{ în } [\mathrm{W/m^2\ ^\circ K}] \tag{8}$$

unde λ_c se introduce în [W/m °K].

Dacă se consideră constanți parametrii c_p, λ_c și ρ din punct de vedere al proceselor dinamice lucrîndu-se cu temperaturi medii ale peretelui și ale aerului și se notează :

$$2\varepsilon = -3456{,}068 \cdot c_p^{0{,}81} \cdot \lambda_c^{0{,}19} \cdot d_{ca}^{-1{,}25} \cdot \rho^{-0{,}25} \cdot (\hat{T}_p - \hat{T}_a) \tag{9'}$$

relația (6) devine :

$$q' = -2\varepsilon \cdot u^{0{,}75}. \tag{9}$$

Trebuie observat că dată fiind valoarea densității aerului $\rho \cong 1{,}29$ [kg/m^3], parametru ce variază mai mult decît c_p și λ datorită fenomenelor de undă și exponentul la care se ridică acest parametru în relația (9') se poate accepta și constanța sa.

Exponentul vitezei din relația (9) poate diferi între anumite limite după formulele puse la dispoziție de literatura tehnică de specialitate, notîndu-l în acest sens cu $\xi + 1$.

Prelucrînd relațiile (1), (2) și (3) printr-o serie de artificii matematice și ținînd cont de notațiile (5) și (9) se obțin ecuațiile :

$$\frac{\partial u}{\partial \tau} + u \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{2}{\varkappa - 1} a \frac{\partial a}{\partial x} + \delta u^2 + 2 \cdot \varepsilon \cdot u^{\xi} = 0 \tag{10}$$

$$\frac{\partial a}{\partial \tau} + u \frac{\partial a}{\partial x} + \frac{\varkappa - 1}{2} \cdot a \cdot \frac{\partial u}{\partial x} = 0. \tag{11}$$

Valorile momentane ale vitezelor u și a pot fi scrise ca fiind egale cu valorile medii determinate din condiții staționare de curgere $\hat{u}$ și $\hat{a}$ la care se sumează algebric pulsațiile acestora.

Deoarece fenomenele de undă au caracter periodic pulsațiile vitezelor se pot descompune în serie complexă Fourier astfel că avem :

$$u = \hat{u} + \sum_{k=1}^{\infty} \mathfrak{U}_k \cdot e^{ik\omega\tau} \tag{12}$$

$$a = \hat{a} + \sum_{k=1}^{\infty} \mathfrak{A}_k \cdot e^{ik\omega\tau}. \tag{13}$$

Soluții de acest tip pentru viteza gazului și pentru presiunea sa a utilizat Lutz [7] la studiul undelor de presiune și viteză în regim de rezonanță pentru proces strict sinusoidal de oscilație, neglijînd pulsațiile vitezei sunetului și formulînd condițiile limită hidrodinamic (ρ = constant).

Pentru descrierea fenomenelor de undă, în cazul de față s-a preferat utilizarea vitezei sunetului în detrimentul presiunii deoarece oscilațiile relative ale acesteia sînt de 7 ori mai mici decît oscilațiile presiunii, reducîndu-se deci amplitudinile undei.

Dacă se introduc (12) și (13) în (10) și (11) se neglijează infiniții mici de ordin superior, se derivează relațiile astfel obținute în raport cu τ și x, se amplifică cu factori potrivit aleși și apoi se sumează, se obține

$$\frac{\partial^2 u}{\partial \tau^2} + 2\hat{u} \frac{\partial^2 u}{\partial x \cdot \partial \tau} + (\hat{u}^2 - \hat{a}^2) \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + (2 \cdot \delta \cdot \hat{u} + 2 \cdot \varepsilon \cdot \xi \cdot u^{\xi - 1}) \frac{\partial u}{\partial \tau} + (2 \cdot \delta \cdot \hat{u}^2 + 2 \cdot \varepsilon \cdot \xi \cdot \hat{u}) \frac{\partial u}{\partial x} = 0 \tag{14}$$

$$\frac{\partial^2 a}{\partial \tau^2} + 2\hat{u} \frac{\partial^2 a}{\partial x \cdot \partial \tau} + (\hat{u}^2 - \hat{a}^2) \frac{\partial^2 a}{\partial x^2} + (2 \cdot \delta \cdot \hat{u} + 2 \cdot \varepsilon \cdot \xi \cdot u^{\xi - 1}) \frac{\partial a}{\partial \tau} + (2\delta \cdot \hat{u}^2 + 2 \cdot \varepsilon \cdot \xi \cdot \hat{u}^{\xi}) \frac{\partial a}{\partial x} = 0. \tag{15}$$

Ecuațiile (14) și (15) descriu fenomenele nestaționare pentru fluidul în curgere cu frecare și schimb de căldură, avînd ca parametri viteza momentană a gazului u și viteza sunetului a la condițiile respective de stare.

Pentru acest sistem au fost deduse următoarele soluții generale :

$$u=\hat{u}+\sum_{k=1}^{\infty}\left\{i\cdot A_k\cdot e^{\frac{\delta_k\hat{u}_k x}{\hat{a}_k-\hat{u}_k}}\cdot e^{\frac{\varepsilon_k\cdot\xi\cdot u_k^{\xi-1}\cdot x}{\hat{a}_k-\hat{u}_k}}\cdot e^{\frac{ik\omega x}{\hat{a}_k-\hat{u}_k}}+\right.$$

$$\left.+i\cdot B_k\cdot e^{-\frac{\delta_k\cdot u_k\cdot x}{\hat{a}_k+\hat{u}_k}}\cdot e^{-\frac{\varepsilon_k\cdot\xi\cdot u_k^{\xi-1}\cdot x}{\hat{a}_k+\hat{u}_k}}\cdot e^{-\frac{ik\omega x}{\hat{a}_k+\hat{u}_k}}\right\}\cdot e^{ik\omega\tau} \tag{16}$$

$$a=\hat{a}+\frac{\varkappa-1}{2}\sum_{k=1}^{\infty}\left\{-i\left[1-i\frac{\delta_k\cdot\hat{u}_k+\varepsilon_k\cdot\xi\cdot u_k^{\xi-1}}{k}\left(1-\frac{\hat{u}_k}{\hat{a}_k}\right)\right]A_k\cdot e^{\frac{\delta_k\cdot u_k\cdot x}{a_k-u_k}}\cdot e^{\frac{\varepsilon_k\cdot\xi\cdot u_k^{\xi-1}\cdot x}{a_k-u_k}}\cdot\right.$$

$$\left.\cdot e^{\frac{ik\omega x}{\hat{a}_k-\hat{u}_k}}+i\left[1-i\frac{\delta_k\cdot\hat{u}_k+\varepsilon_k\cdot\xi\cdot\hat{u}_k^{\xi-1}}{k\cdot\omega}\left(1+\frac{\hat{u}_k}{\hat{a}_k}\right)\right]B_k\cdot e^{-\frac{\delta_k\cdot u_k\cdot x}{\hat{a}_k+\hat{u}_k}}\cdot e^{-\frac{\varepsilon_k\cdot\xi\cdot u_k^{\xi-1}\cdot x}{a_k+u_k}}\cdot e^{-\frac{ik\omega x}{\hat{a}_k+\hat{u}_k}}\right\}\cdot e^{ik\omega\tau} \tag{17}$$

soluții ce-și simplifică forma pentru curgerea fără schimb de căldură sau cea fără frecare și fără schimb de căldură.

Legătura funcțională între constantele A_k și B_k se va determina din condițiile de margine specifice diferitelor arhitecturi ale traseului de admisiune.

Relațiile (16) și (17) permit stabilirea vitezelor momentane ale gazului și sunetului pe traseul de distribuție, precizia de determinare fiind funcție de numărul armonicelor avute în vedere și de exactitatea cu care pot fi sintetizate prin calcul condițiile de margine.

BIBLIOGRAFIE

1. E. Jenny, *Berechnungen und Modellversuche über Druckwellen grosser Amplituden in Auspuff-Leitungen.* Basel 1949.
2. H. Schlichting, *Grenzschicht-Theorie*-G. Braun Verlag 1963.
3. F. Alexandrescu, *Conducte și armături.* Ed. Tehnică 1963.
4. B. Mayr, Beitrag zur Berechnung des Ladungswechsels an Verbrennungskraftmaschinen mit besonderer Berücksichtigung der instationären Strömung in Rohrleitungen — Diss. T.U. Berlin, 1969.
5. I. Vlădea, *Tratat de termodinamică și transmiterea căldurii,* Editura didactică și pedagogică, 1974.
6. H. Zapf, Wärmeübergang während des Ladungswechsels im Viertaktmotor. MTZ 30 (1969), nr. 12.
7. O. Lutz, Rezonanzschwingungen in den Rohrleitungen von Kolbenmaschinen. T. H. Stuttgart, Heft 3.

CALCULATION METHODS OF THE WAVE PHENOMENA WITHIN THE ADMISSION-PIPES OF INTERNAL COMBUSTION ENGINES, USING HYPERBOLICAL TRIGONOMETRICAL FUNCTIONS

(SUMMARY)

The paper presents the general equations which describe the inconstant flow (of the fluid) through the pipes, taking into account the friction and the exchange of heat, using as parametres the gas and the sound speed in the given conditions.

The equations are approximated through decomposition in Fourier series, thus, bringing them to convenient forms for which, the general colutions must be written.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DIAGRAME UNIVERSALE ALE REŢELELOR PLANE DE PROFILE

DE

VIORICA ANTON

1. **Introducere.** Fenomenul curgerii fluidului printr-o reţea plană de profile diferă esenţial de curgerea în jurul profilului izolat prin aceea că la trecerea prin reţea curentul este deviat de la direcţia vitezei din amonte w_1, la direcţia vitezei w_2 din aval de reţea (fig. 1) şi prin faptul că la traversarea reţelei apare o pierdere de energie hidraulică [1], [2].

Utilizarea metodei portanţei în proiectarea maşinilor hidraulice axiale se datoreşte abundenţei de informaţii bibliografice referitoare la studiul profilului izolat. Pentru a găsi o modalitate de comparaţie ale celor două fenomene distincte amintite mai sus a fost necesară introducerea unei viteze fictive, w_∞, definită ca medie vectorială a vitezelor w_1 şi w_2. Influenţa reţelei este exprimată prin coeficienţi de influenţă [3], [4], [5], pentru determinarea cărora fiteratura oferă date foarte aproximative din lipsa unor măsurători sistematice asupra profilului funcţionînd în reţea.

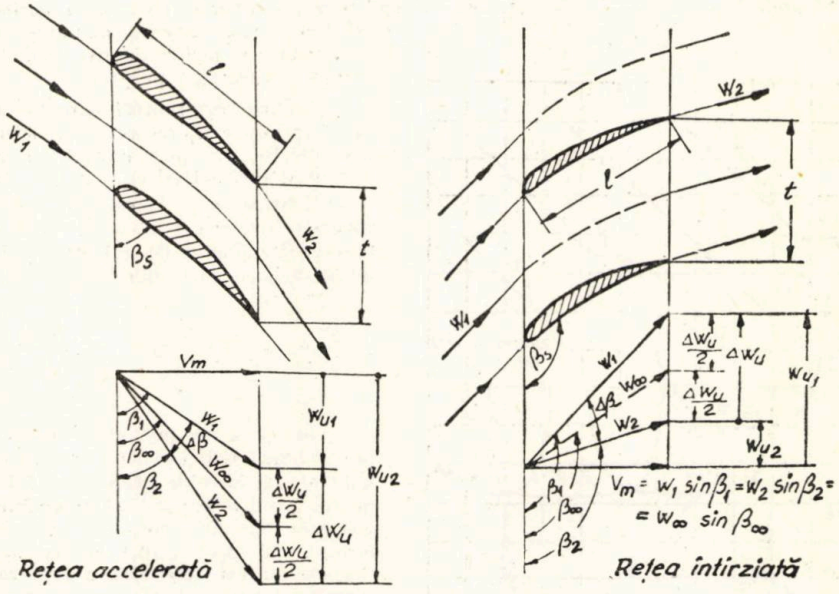


Fig. 1. Schemă de notaţii pentru mărimile cinematice.

2. **Caracteristicile energetice ale reţelelor plane de profile.** Tendinţa actuală în studiul reţelelor plane de profile constă în a găsi o formă potrivită de exprimare a caracteristicilor de funcţionare ale acestora, în care să apară cele două componente esenţiale : componenta utilă=deviaţia curentului şi componenta nefavorabilă=pierderea hidraulică prin reţea.

Deviaţia curentului poate fi exprimată fie sub forma deviaţiei unghiulare : $\Delta\beta=\beta_1-\beta_2$, fie sub forma coeficientului de deviaţie :

$$\delta_u=\frac{\delta w_u}{v_m}=\operatorname{ctg}\beta_2-\operatorname{ctg}\beta_1. \tag{1}$$

Pierderea hidraulică sau căderea de presiune totală $\Delta p_{tot} = p_{tot_1} - p_{tot_2}$ poate fi exprimată adimensional raportînd-o la o presiune dinamică de referință în expresia căreia pot fi luate în considerare oricare din vitezele w_1, w_2, w_∞ sau w_m. După Speidel L. și Scholz N. [1], [6], coeficientul de pierdere se exprimă prin :

$$\zeta = \frac{p_{tot\,1} - p_{tot\,2}}{\frac{\rho}{2} v_m^2} . \qquad (2)$$

Avînd în vedere multitudinea parametrilor geometrici și hidrodinamici care intervin în funcționarea rețelelor plane de profile, nu s-a stabilit încă o metodă unitară de reprezentare a caracteristicilor energetice ale acestora. Se dau în literatură perechi de curbe ca : $\Delta\beta\ (\beta_1)$ și $\zeta_1\ (\delta u)$ [2] ; $\zeta\ (\delta u)$ și $\mathrm{ctg}\,\beta_2\ (\delta u)$ [6] ; $\Delta\beta\ (\beta_1)$ și $\zeta\ (\beta_1)$ [7].

Toate mărimile se prezintă în funcție de unghiul de intrare al curentului β_1, cel mai ușor de controlat în timpul măsurătorilor.

3. **Caracteristicile cavitaționale ale rețelelor plane de profile.** Evitarea apariției cavitației în exploatarea mașinilor hidraulice axiale necesită cunoașterea comportării la cavitație a rețelei plane de profile care modelează curgerea prin rețeaua axială. Literatura de specialitate definește curbele de sensibilitate la cavitație ca o dependență funcțională dintre coeficientul minim absolut de presiune $C_{p\,min} = \dfrac{p_{min} - p_\infty}{\frac{\rho}{2} w_\infty^2}$, unghiul de incidență $\alpha = \beta_\infty - \beta_s$ și abscisa relativă la care se realizează acest minim, stabilind metode de calcul pentru determinarea lor [5].

F. Numachi [8] determină prin măsurători în apă caracteristici cavitaționale de forma $k_{d\infty}\ (\alpha)$ unde $k_{d\infty} = \dfrac{p_\infty - p_v}{\frac{\rho}{2} w_\infty^2}$. Măsurătorile în apă prezintă avantajul că oferă posibilitatea determinării acestor curbe nu numai la limita cavitației ci și pentru diferite grade de dezvoltare a cavitației pe profil.

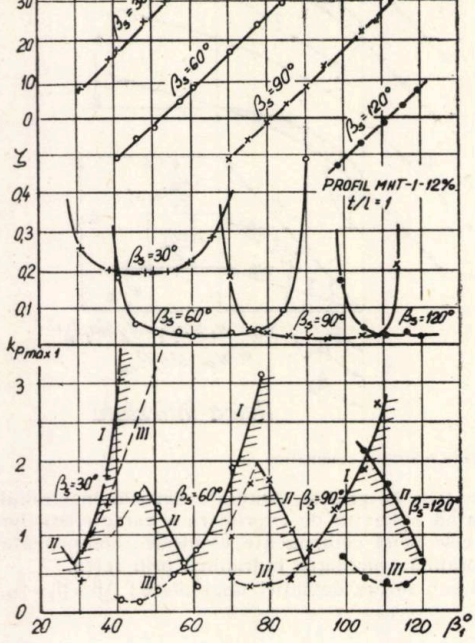


Fig. 2. Caracteristicile energetice și cavitaționale ale rețetelor de profile MHT-1 — 12% ($t/1 = 1$).

Ambele reprezentări definesc coeficientul de presiune C_p respectiv coeficientul de cavitație $k_{d\infty}$ precum și unghiul α prin intermediul vitezei fictive w_∞.

Considerăm oportună exprimarea curbelor de sensibilitate la cavitație în funcție de unghiul de intrare β_1 [9] sub forma $k_{p\,max\,1}\ (\beta_1)$ unde :

$$k_{p\,max\,1} = -C_{p1} = \frac{p_1 - p_{min}}{\frac{\rho}{2} w_1^2} . \qquad (3)$$

În fig. 2 se prezintă într-un sistem unitar caracteristicile energetice și cavitaționale ale rețelelor de profile MHT-1 — 12% pentru pasul relativ $t/1 = 1$ și unghiurile de instalare $\beta_s = 30°$, 60°, 90° și 120°, sub forma : $\Delta\beta\ (\beta_1)$; $\zeta\ (\beta_1)$ și $k_{p\,max\,1}\ (\beta_1)$. Curbele au fost determinate pe baza măsurătorilor efectuate în stațiunea pentru încercarea în aer a rețelelor plane de profile din Laboratorul de mașini hidraulice a Institutului politehnic „Traian Vuia" din Timișoara. Stațiunea și metodica experimentală și de calcul au fost prezentate în [9] și [10].

4. **Diagrame universale ale rețelelor plane de profile.** Propunem o formă sintetică de reprezentare a caracteristicilor de funcționare ale rețelelor plane de profile, diagramele universale. Ele se obțin supra-

punînd peste curbele $\delta u\,(\beta_1)$ la un t/l dat, curbe de egal coeficient de pierdere ζ și curbe de egal $k_{p\,max_1}$. În fig. 3 și 4 sînt prezentate diagramele universale ale rețelelor de profile MHT-1 — 12% pentru trei valori ale pasului relativ : t/l=0,5 ; 0,75. Aceste diagrame conțin și curbe de egal coeficient de portanță C_{AR} și de egal coeficient de forță tangențială C_T.

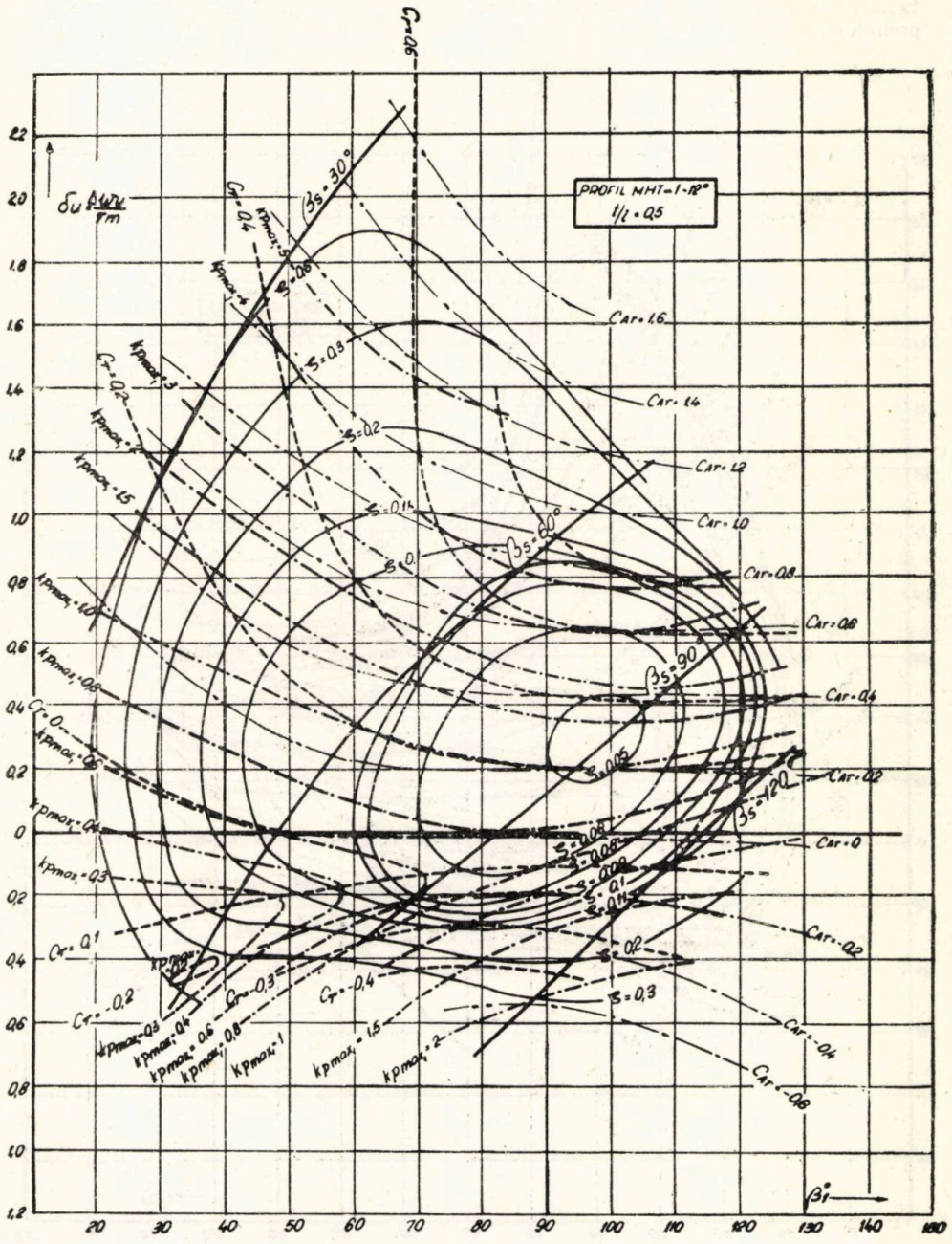


Fig. 3. Diagrama universală a rețelelor de profile MHT-1 — 12% la t/l=0,5.

5. **Concluzii.** Diagramele universale dau o privire de ansamblu asupra comportării sub toate aspectele ale reţelelor plane de profile, în întreg domeniul de funcţionare al lor. În aceste diagrame proiectantul găseşte toate datele necesare pentru a alege o reţea care să realizeze o anumită deviaţie a curentului cu pierderi minime funcţionînd fără cavitaţie.

Diagramele din fig. 3 şi 4 prezintă sinteza unor măsurători sistematice efectuate pe 12 reţele de palete avînd la baza profilului MHT-1 — 12% [9], fiind deosebit de utile în proiectare.

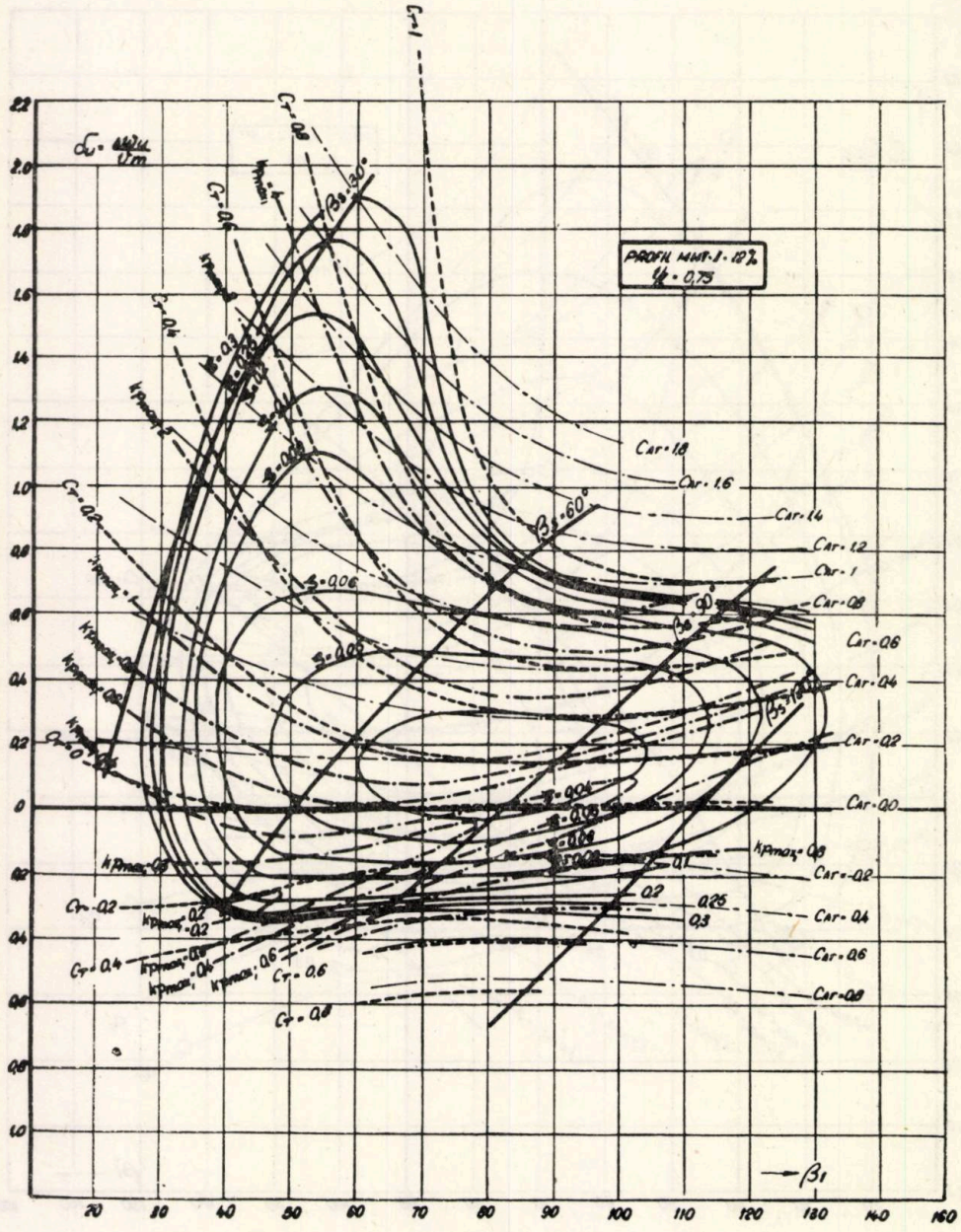


Fig. 4. Diagrama universală a reţelelor de profile MHT-1 — 12% la $t/l = 0{,}75$.

BIBLIOGRAFIE

1. Scholz N., Über die Durchführung systematischer Messungen an ebenen Schaufelgittern. Z. für Flugwiss. Braunschweig 1956 Oct. H. 10.
2. Schlichting H., Ergebnisse und Probleme von Gitteruntersuchungen. Z. Flugwiss. Braunschweig, 1, 1953 nr. 5.
3. Bărglăzan A., Anton I., Sișak E., Anton V., Preda I., Caracteristicile energetice ale profilului MHT-1 dispus în rețea de turbină, funcționînd în apă. St. cerc. șt. tehn. Tmș 1961, VIII, 3—4.
4. Sișak E., Considerații asupra coeficientului de influență al rețelelor de profile hidrodinamice de curbură redusă. Comunicările Conferinței de mașini hidraulice Timișoara, Rom. 1964.
5. Anton I., Popa O., Marțiș V., Caracteristicile energetice și cavitaționale ale profilului MHT-1 dispus în rețea de turbină. St. cerc. șt. tehn. Tmș. Rom. 1962 IX, 3—4.
6. Speidel L., Scholz N., Berechnung über die Strömungsverluste in ebenen Schaufelgittern. Forschungsheft 464 VDI Verlag Düsseldorf 1957 Bd. 23.
7. Bahr I., Untersuchungen in den Einfluss des Profildicke auf die kompressible ebene Strömung durch Verdichtergitter. Forsch. Ing. Wes. 30 (1964) nr. 1.
8. Numachi F., Cavitation tests of hydrofoils in cascade. Trans. ASME 1953 nr. 7.
9. Anton V., Cercetări experimentale privind influența geometriei unor rețele de profile asupra caracteristicilor lor energetice și cavitaționale (rezumatul tezei de doctorat) IPT 1972.
10. Anton V., Santău I., Einfluss des Schaufelwinkels auf die Kennwerte des Schaufelgitters bestehend aus Profilen MHT-1. Hydro-Turbo 67 Marianske Lazne CSSR.

UNIVERSELLE KENNLINIEN EBENER SCHAUFELGITTER

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Verfasser schlägt eine synthetische Darstellung der Versuchsergebnisse der Gitteruntersuchungen vor für sogenannte universelle Kennlinien. Diese erhält man durch die Überlagerung einiger Kennlinien des konstanten Verlustbeiwertes und des konstanten Wertes $k_{p\ max}$ über die Kennlinien $\delta_u\ (\beta_1)$. Diese Darstellung hat einen universellen Charakter und bietet alle erforderlichen Grössen einer Auslegung eines Schaufelgitters.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DURATA PROCESULUI TRANZITORIU PENTRU UN SISTEM DE CONTROL ACTIV PNEUMATIC DE JOASĂ PRESIUNE, UTILIZAT PE MAŞINI DE RECTIFICAT PLAN

DE

A. DREUCEAN, GH. PAULESCU

Cunoaşterea duratei procesului tranzitoriu pentru sistemele de măsurare folosite la controlul activ este de foarte mare importanţă, această durată limitînd posibilităţile de utilizare a sistemului de măsurare în cauză.

Se consideră sistemul pneumatic de măsurare de joasă presiune cu traductor cu supapă (fig. 1), avînd în camera de presiune constantă suprapresiunea $p_1=\gamma_L H$, γ_L fiind greutatea specifică a lichidului utilizat. La modificarea în treaptă a interstiţiului dintre supapă şi scaunul acesteia de la valoarea iniţială s' la valoarea finală s'' presiunea p_2 din camera de măsurare *1* se modifică în mod corespunzător de la valoarea iniţială p_2' la valoarea finală p_2''.

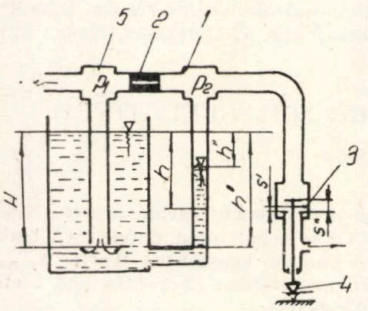


Fig. 1. Schema notaţiilor folosite la calculul duratei regimului tranzitoriu.

Timpul necesar modificării presiunii din camera de măsurare de la valoarea iniţială la valoarea finală reprezintă durata procesului tranzitoriu t_t.

Calculul acestei durate s-a făcut admiţînd că ea este determinată de timpul necesar golirii camerei de măsurare [1], [4], [5].

În afara notaţiilor anterioare s-a mai notat :

A_1 — aria secţiunii transversale a duzei de intrare *2*, cm²; A_2' şi A_2'' — ariile secţiunilor efective de scurgere ale duzei de măsurare (supapa *3*) în poziţia iniţială respectiv finală a palpatorului *4*, cm²; A_m — aria secţiunii tubului manometric, cm²; G — greutatea aerului din camera de măsurare, N; γ_a — greutatea specifică a aerului, N/cm³; R — constanta specifică a gazelor perfecte, cm/°K; T — temperatura absolută °K=273+θ°; θ° = temperatura ambiantă, °C.

În condiţiile unei scurgeri stabilizate a aerului şi admiţînd raportul coeficienţilor de debit $\alpha_2/\alpha_1=1$, folosind expresia caracteristicii statice a aparatului pneumatic [1], [2] înălţimile piezometrice h' şi h'' corespunzătoare interstiţiilor s' şi s'' se vor putea scrie :

$$h'=\frac{H}{1+\left(\frac{A_2'}{A_1}\right)^2}\ [\text{cm}] \qquad (1) \qquad h''=\frac{H}{1+\left(\frac{A_2''}{A_1}\right)^2}\ [\text{cm}]. \qquad (2)$$

În condiţiile de măsurare existente la instalaţia considerată $s'=0$ şi corespunzător $A_2'=0$ respectiv $h'=H$.

După timpul $t<t_t$ scurs din momentul modificării interstiţiului de la s' la s'', înălţimea piezometrică h are valoarea $h''<h<h'$, volumul iniţial al camerei de măsurare micşorîndu-se cu $\Delta V=A_m(h'-h)$.

Conform ecuaţiei de stare a gazelor greutatea aerului din camera de măsurare la presiunea $p_2=\gamma_L h$ va fi :

$$G=\frac{\gamma_L h+p_{at}}{RT}(V-\Delta V)=\frac{\gamma_L h+p_{at}}{RT}\ [V-A_m(h'-h)]. \qquad (3)$$

Diferențiind relația (3) în funcție de h și exprimînd variația greutății aerului ca diferență între greutatea aerului care intră în camera de măsurare în timpul dt prin duza de intrare *2* și aerul care iese din aceeași cameră prin duza de ieșire *3*, după unele transformări se obține :

$$dt=\frac{2\gamma_L A_m}{RT\sqrt{2g\gamma_a\gamma_L}}\,\frac{\frac{1}{2}\left(\frac{V}{A_m}+\frac{p_{at}}{\gamma_L}-h'\right)+h}{A_1\sqrt{H-h}-A_2''\sqrt{h}}\,dh. \tag{4}$$

Timpul t în care se atinge presiunea $\gamma_L h$ în camera de măsurare se obține integrînd ecuația (4). În acest scop s-a înlocuit aria A_2'' cu valoarea sa obținută din relația (2) și s-a notat pentru prescurtare

$$\beta=\frac{1}{2}\left(\frac{V}{A_m}+\frac{p_{at}}{\gamma_L}-h'\right).$$

După o serie de alte transformări și înlocuiri și după determinarea constantei de integrare s-a obținut în final :

$$t=\frac{4d_m^2h''\gamma_L\sqrt{H-h''}}{3d_1^2HRT\sqrt{2g\gamma_a\gamma_L}}\left\{\sqrt{\frac{H-h}{H-h''}}(H-h-3\beta-3h'')+\sqrt{\frac{H}{h''}}(H+3\beta+3h'')-\right.$$

$$\left.-\sqrt{\frac{h}{h''}}(3\beta+3h''+h)+\frac{3}{2}(\beta+h'')\ln\frac{\left(\sqrt{\frac{H}{h''}}-1\right)\left(\sqrt{\frac{H-h}{H-h''}}+1\right)\left(\sqrt{\frac{h}{h''}}+1\right)}{\left(\sqrt{\frac{H}{h''}}+1\right)\left(\sqrt{\frac{H-h}{H-h''}}-1\right)\left(\sqrt{\frac{h}{h''}}-1\right)}\right\}. \tag{5}$$

Deoarece în camera de măsurare ce se comportă ca un element aperiodic presiunea $\gamma_L h$ tinde asimptotic spre noua valoare stabilizată $\gamma_L h''$ a presiunii după un timp teoretic egal cu infinit (fig. 2) lucru ce rezultă și din relația (5) făcînd $h=h''$, durata procesului tranzitoriu se va calcula înlocuind în relația (5) nu valoarea $h=h''$ ci $h=h''+\Delta$.

Admițînd pentru Δ valoarea $\Delta=h-h''=10^{-3}H$ [4] și ținînd seama de faptul că pentru valorile obișnuite ale lui h'', $\Delta\ll h''$ și $\Delta\ll H-h''$ se pot folosi valorile aproximative ale funcțiilor :

$$\sqrt{1-\frac{\Delta}{H-h''}}\cong 1-\frac{\Delta}{2(H-h'')}$$

și

$$\sqrt{1+\frac{\Delta}{h''}}\cong 1+\frac{\Delta}{2h''}$$

după înlocuiri și neglijînd termenii foarte mici se obține :

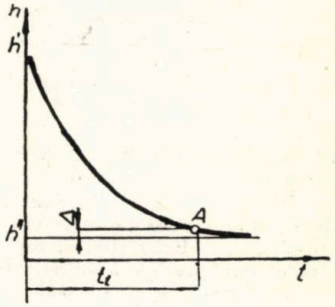


Fig. 2. Variația presiunii din camera de măsurare la un semnal treaptă.

$$t_t=\frac{4d_m^2h''\gamma_L\sqrt{H-h''}}{3d_1^2HRT\sqrt{2g\gamma_a\gamma_L}}\left[(H-6\beta-8h'')+\sqrt{\frac{H}{h''}}(H+3\beta+3h'')+\right.$$

$$\left.+\frac{3}{2}(\beta+h'')\ln\frac{16\cdot10^6(H-h'')h''\left(1-\sqrt{\frac{H}{h''}}\right)}{H^2\left(1+\sqrt{\frac{H}{h''}}\right)}\right]. \tag{6}$$

Dacă în această relație se înlocuiesc valorile constante pentru condițiile în care s-au făcut măsurătorile : $R=2\cdot927$ cm/°K ; $T=273+20$, °K ; $\gamma_L=1{,}076\cdot10^{-2}$ N/cm³ ; $\gamma_a=1{,}205\cdot10^{-5}$ N/cm³ $d_m=0{,}55$ cm ; $V=75$ cm³ ; $\beta=614$ relația (6) se poate scrie sub forma :

$$t_t=3{,}15\cdot10^{-7}\frac{h''\sqrt{H-h''}}{d_1^2H}\left[(H-8h''-3\cdot684)+\sqrt{\frac{H}{h''}}(H+3h''+1\cdot824)+\right.$$

$$\left.+\frac{3}{2}(614+h'')\ln\cdot\frac{16\cdot10^{-6}(H-h'')h''\left(1-\sqrt{\frac{H}{h''}}\right)}{H^2\left(1+\sqrt{\frac{H}{h''}}\right)}\right]. \qquad (7)$$

După cum rezultă din relația (6) numărul parametrilor care influențează durata procesului tranzitoriu este mare.

Se remarcă influența deosebită a diametrului duzei de intrare d_1 asupra duratei și caracterului procesului tranzitoriu. La $d_1>0{,}8$ mm viteza de deplasare a coloanei de lichid în tubul piezometric crește considerabil și apar oscilații amortizate ale coloanei (fig. 3).

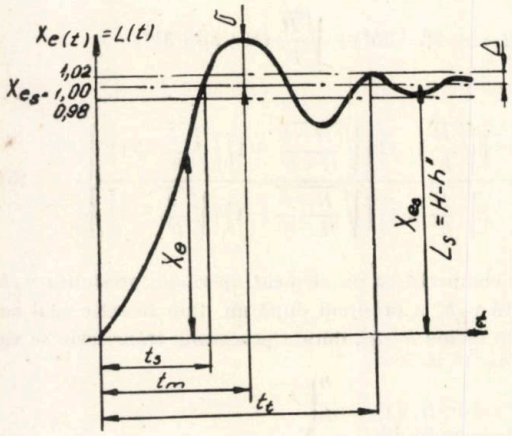


Fig. 3. Răspunsul $x(t)$ la variația în treaptă a mărimii de intrare.

Mărimea de ieșire $x_e(t)$ este compusă în acest caz din două părți :

$$x_e(t)=x_{et}(t)+x_{es}(t)$$

$x_{es}(t)$ fiind mărimea de ieșire staționară (cînd regimul tranzitoriu a încetat) ; $x_{et}(t)$ — componenta tranzitorie a mărimii de ieșire.

Practic regimul tranzitoriu se consideră terminat cînd componenta tranzitorie $x_{et}(t)$ intră și se menține în domeniul $\Delta=\pm2$ sau $\pm5\%$ din valoarea staționară a mărimii de ieșire $x_{es}(t)$ (STAS 6019-74).

Se mai definesc (fig. 3) următorii parametri : timpul primei atingeri a valorii staționare t_s ; timpul primului maxim t_m și suprareglarea σ.

Determinarea experimentală a duratei regimului tranzitoriu. Pentru determinarea experimentală a duratei regimului tranzitoriu s-a folosit un ceas electric tip EAW cu valoarea diviziunii de 0,01 s, în montajul din figura 4, *a*.

Microîntrerupătorul de cursă M_1 prin contactul său dublu, asigură pornirea ceasului electric simultan cu deconectarea electromagnetului de palpare EMP respectiv cu începutul deplasării coloanei de lichid (poziția din figură). Oprirea ceasului electric este comandată de releul RCD cînd lichidul ajunge la înălțimea piezometrică finală h''.

Pentru a se obține o stabilitate bună a indicațiilor capătul electrodului E a fost reglat la înălțimea $h''+\Delta=h''+3$ mm. Timpii astfel determinați reprezintă de fapt timpii primului maxim t_m. În zonele în care suprareglarea σ este nulă, sau are valori sub 2 . . .5 % din valoarea stabilizată a mărimii de ieșire, acești timpi coincid cu durata regimului tranzitoriu t_t. S-au determinat timpii primului maxim pentru $H=500$; 600 ; 700 mm ; $d_1=0{,}5$; 0,7 ; 0,8 ; 1 mm și diferite valori ale lui h''.

În figura 5 sînt reprezentate rezultatele obținute la $H=600$ mm.

La valori ale lui h'' mai mici decît cele marcate prin originea săgeților reprezentate în dreptul fiecărei curbe, apar suprareglări din ce în ce mai mari.

Din diagramele obținute se pot trage concluzii privind valorile optime ale parametrilor H, d_1 precum și valorile lui h'' la care durata procesului tranzitoriu este minimă și fără suprareglări, deci potrivite pentru efectuarea măsurătorilor finale. Aceste zone sînt tocmai cele marcate cu săgeți. Se observă că la $d_1=0{,}5$ mm durata procesului tranzitoriu variază foarte mult cu h'' în timp ce la $d_1=1$ mm această variație este mult mai mică. Valorile maxime ale duratei procesului tranzitoriu au loc în zona de sensibilitate maximă, adică la $h''=(0{,}6\ldots0{,}75)\,H$.

Variația valorilor extreme ale timpului primului maxim t_m cu diametrul d_1 este reprezentată în fig. 5 prin linia punctată. Se remarcă faptul că timpul t_m crește pe măsură ce diametrul duzei de intrare d_1 scade.

Cunoașterea valorilor suprareglărilor σ (fig. 3) este de importanță deosebită la sistemul de control dimensional activ considerat, la care închiderea circuitului de alimentare a releului RCD (fig. 4) prin care se comandă oprirea la cota finală, se face direct prin coloana de lichid din tubul piezometric TP și electrodul E. Datorită suprareglărilor necontrolate, pot să apară erori de citire la obținerea cotei finale a piesei, respectiv erori de prelucrare, ca urmare a faptului că dimensiunea piesei corespunde valorii stabilizate a coloanei $L_s = H - h''$ (fig. 3) în timp ce comanda de oprire la cotă se face la $L_{max} = L_s + \sigma$.

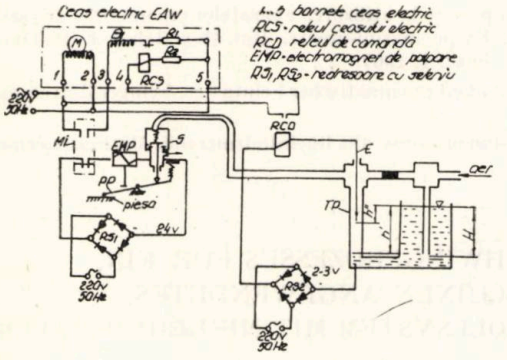


Fig. 4. Instalația folosită la determinarea timpului primului maxim.

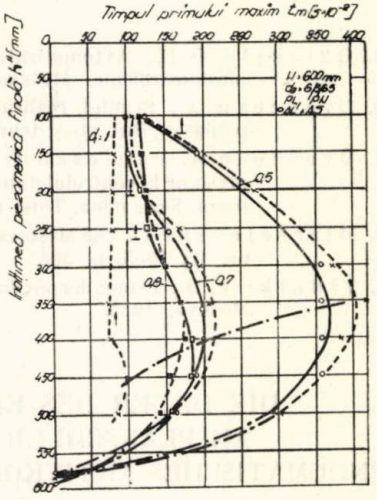


Fig. 5. Valorile timpului primului maxim t_m pentru $H = 600$ mm.

În figura 6 și 7 sînt reprezentate valorile suprareglărilor efective σ_e determinate experimental funcție de valoarea înălțimii piezometrice finale h'', pornind de la $h' = H$. Se remarcă și în acest caz influența mare a diametrului d_1 asupra mărimii suprareglării, la $d_1 = 1{,}5$ mm, avînd suprareglări pentru orice valoare a lui h'' (fig. 7).

În fig. 6, 7 cu AS s-au notat valorile corespunzătoare alimentării traductorului de presiune pe sus (ca în fig. 1, respectiv 4), iar cu AL valorile corespunzătoare alimentării laterale (se inversează intrarea cu ieșirea la traductor).

Tabelul 1

Diametrul duzei de intrare d_1 mm	Durata regimului tranzitoriu		Abaterea Δt_t % $\Delta t_t = \frac{t_{tc} - t_{te}}{t_{tc}} 100$
	Calculată t_{tc}	Determinată experimental t_{te}	
0,5	4,25	4,10	3,53
0,7	2,17	2,14	1,38
0,8	1,66	1,70	−2,41
1,0	1,06	0,75	29,20

În tabelul 1 se dau valorile duratei regimului tranzitoriu determinate prin calcul după relația (7) pentru $H = 600$ mm ; $h'' = 350$ mm ; d_1 indicat în tabel ;

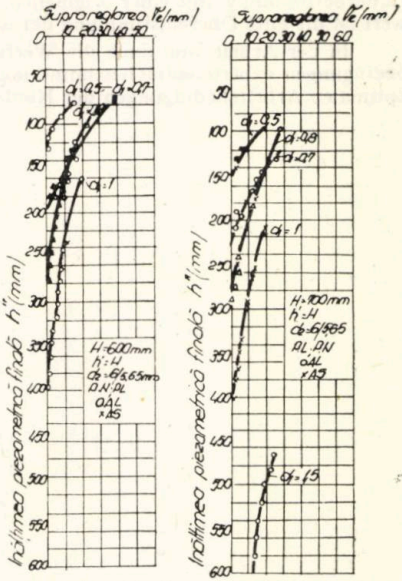


Fig. 6 și 7. Valorile suprareglărilor efective σ_e funcție de înălțimea piezometrică finală h''.

precum și valorile obținute experimental pentru aceleași condiții. Se remarcă o concordanță foarte bună a valorilor obținute analitic și experimental pentru $d_1 \leqslant 0{,}8$ mm. Pentru $d_1 \geqslant 1$ mm se obțin diferențe mari între valorile calculate și măsurate datorită vitezelor mult mai mari ale coloanei de lichid.

BIBLIOGRAFIE

1. Balakșin O. B., Avtomatizația pnevmaticeskogo kontrolia razmerov v mașinostroienii. Mașinostroienie, Moskva, 1964.
2. Dreucean A., Studiul, realizarea și etalonarea unui aparat de măsurare pneumatic cu palpator. Bul. șt. și tehn. I. P. Timișoara, Serie nouă, Tom 8 (22), Fasc. 2, 1963.
3. Dreucean A., Paulescu Gh., Cu privire la utilizarea aparatelor pneumatice de joasă presiune la controlul automat activ pe mașini-unelte. Bul. șt. și tehn. I. P. Timișoara, Serie nouă, Tom. 12 (26), Fasc. 1, 1967.
4. Mierzejevski I., Die Messgeschwindigkeit pneumatischer Feintaster. Feingerätetechink, nr. 12, 1955, p. 558.
5. Tidulko F. B., Dinamika pnevmaticeskih priborov dlia lineinîh izmerenii. Mașinostroienie, Moskva, 1965.

DIE DAUER DES EINSCHWINGPROZESSES FÜR EIN, AN PLANSCHLEIFMASCHINEN ANGEWENDETES, PNEUMATISCHES AKTIVKONTROLLSYSTEM MIT NIEDEREM DRUCK

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit besteht aus zwei Teilen, im ersten, wird der analytische Ausdruck der Dauer des Einschwingprozesses eines aktiven Kontrollsystemes mit pneumatischem, ventilartigem Tiefdruckgeber abgeleitet, im zweiten aber sind die Versuchsergebnisse über die experimentelle Dauerbestimmung, mit einer originellen Aufstellung desselben Systems, angegeben. Bemerkenswert ist die gute Übereinstimmung der analytischen und experimentellen Ergebnisse.

In der Arbeit sind auch die Werte der Überschwingungen, unter verschiedenen Arbeitsbedingungen experimentell bestimmt, angegeben. Mit Hilfe dieser Kennlinien ist es möglich die optimalen Arbeitsbedingungen der Kontrolleinrichtung zu erfassen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

CALCULUL VARIAŢIEI $HB=f(\varepsilon)$ LA DEFORMAREA PLASTICĂ LA RECE CU VITEZE MARI DE IMPACT A OŢELURILOR CARBON DE CALITATE

DE

I. POPOVICI, N. IZVERCEANU

1. **Introducere.** În prezent teoria deformării plastice [1] a metalelor are atît rolul de a lămuri fenomenele ce stau la baza proceselor de deformare, cît şi rolul de a fundamenta noi posibilităţi tehnologice de prelucrare. Cu toate că teoria deformării plastice a înregistrat numeroase succese trebuie recunoscut că această teorie se află în prezent într-un stadiu incipient.

Teoria deformării plastice analizează atît procesele macroscopice cît şi cele microscopice sau submicroscopice, întrucît toate acestea dictează stabilirea corectă a parametrilor tehnologici. Ea are la bază succesele obţinute în fizică, chimie, mecanica solidului, metalurgie fizică, urmărind însă în mod special caracterul aplicativ al rezultatelor obţinute. Rigurozitatea calculelor este lăsată pe plan secundar apelîndu-se la modelare şi teoria similitudinii. În ultimii 10 ani s-a înregistrat totuşi tendinţa descrierii cantitative exacte a fenomenelor.

Ecuaţiile se stabilesc experimental şi au un caracter fenomenologic. În lucrarea de faţă pe baza unui bogat material experimental se trasează curbele $HB=f(\varepsilon)$, pentru deformarea la rece la presa cu fricţiune şi cu viteza de impact de 58 m/s, viteză la care rezultatele experimentale sînt evident diferite [4].

Pornind de la aceste curbe pe baza indicaţiilor din literatura de specialitate [2], [5] se calculează variaţia $HB=f(\varepsilon)$ pentru cele două moduri de deformare amintite şi pentru un grup de 3 calităţi de oţel carbon (OLC 10, OLC 45 şi OLC 60) luate în studiu.

2. **Aproximarea matematică a curbelor experimentale.** Studiind forma curbelor experimentale, rezultă posibilitatea aproximării acestora prin parabole folosind metoda celor mai mici pătrate.

Fie $y_i=a_ix^2+b_ix+c_i$, $i=\overline{1,n}$, o familie de parabole unde coeficienţii a_i, b_i, $c_i \in R$ vor fi determinaţi din condiţiile de minim ale expresiei :

$$\int_0^\alpha [f(x)-y_i]^2=F(a_i, b_i, c_i) \tag{1}$$

unde $f:[0,\alpha]\to R$.

Pentru a afla minimul expresiei (1) şi prin urmare pentru a determina coeficienţii a_i, b_i, c_i trebuie ca :

$$\frac{\partial F}{\partial a_i}=0, \quad \frac{\partial F}{\partial b_i}=0, \quad \frac{\partial F}{\partial c_i}=0. \tag{2}$$

Efectuînd calculele rezultă că :

$$\begin{aligned} \frac{\partial F}{\partial a_i}&=-2\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\,x^2\mathrm{d}x \\ \frac{\partial F}{\partial b_i}&=-2\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\,x\,\mathrm{d}x \\ \frac{\partial F}{\partial c_i}&=-2\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\,\mathrm{d}x. \end{aligned} \tag{3}$$

Obținem, astfel, următorul sistem de ecuații liniare pentru determinarea, prin metoda enunțată a coeficienților a_i, b_i, $c_i \in R$.

$$\begin{aligned} &\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\, x^2 dx=0 \\ &\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\, x\, dx=0 \\ &\int_0^\alpha [f(x)-y_i]\, dx=0. \end{aligned} \tag{4}$$

Pentru rezolvarea sistemului (4) vom nota prin :

$$I_2=\int_0^\alpha x^2 f(x)\, dx, \quad I_1=\int_0^\alpha x f(x)\, dx, \quad I_0=\int_0^\alpha f(x)\, dx \tag{5}$$

și vom calcula cu metoda dreptunghiurilor valorile acestor integrale iar prin I_2', I_1' și I_0' vom nota

$$\begin{aligned} I_2' &= a_i \frac{\alpha^5}{5}+b_i \frac{\alpha^4}{4}+c_i \frac{\alpha^3}{3}=\int_0^\alpha x^2 y_i dx \\ I_1' &= a_i \frac{\alpha^4}{4}+b_i \frac{\alpha^3}{3}+c_i \frac{\alpha^2}{2}=\int_0^\alpha x y_i dx \\ I_0' &= a_i \frac{\alpha^3}{3}+b_i \frac{\alpha^2}{2}+c_i \alpha=\int_0^\alpha y_i dx. \end{aligned} \tag{6}$$

Avem astfel :

$$\begin{aligned} I_2 &= \int_0^\alpha x^2 f(x)\, dx \cong \alpha_1 f_2(x_1)+\alpha_2 f_2(x_2)+\alpha_3 f_2(x_3)+\alpha_4 f_2(x_4)+\alpha_5 f_2(x_5) \\ I_1 &= \int_0^\alpha x f(x)\, dx \cong \alpha_1 f_1(x_1)+\alpha_2 f_1(x_2)+\alpha_3 f_1(x_3)+\alpha_4 f_1(x_4)+\alpha_5 f_1(x_5) \\ I_0 &= \int_0^\alpha f(x)\, dx \cong \alpha_1 f_0(x_1)+\alpha_2 f_0(x_2)+\alpha_3 f_0(x_3)+\alpha_4 f_0(x_4)+\alpha_5 f_0(x_5) \end{aligned} \tag{7}$$

unde : x_i, $i=\overline{1,5}$ sînt valorile experimentale date,

$$f_2(x_i)=x^2 f(x)\,|_{x=x_i}, \quad f_1(x_i)=x f(x)\,|_{x=x_i}, \quad f_0(x_i)=f(x)\,|_{x=x_i}$$

$$\alpha_i=x_i-x_{i-1}, \quad x_0=0 \text{ și } \sum_{i=1}^{5} \alpha_i=\alpha.$$

Se obține astfel sistemul liniar (8) din care folosind calculele și notațiile din (6) și (7), vom determina coeficienții a_i, b_i, $c_i \in R$

$$I_2=I_2'; \quad I_1=I_1'; \quad I_0=I_0', \tag{8}$$

și prin urmare parabolele care aproximează curbele experimentale date.

3. **Exemplul de calcul.** În fig. 1 ... 6 sînt reprezentate variațiile curbelor trasate experimental și calculate pe baza metodei sus amintite pentru cele două cazuri diferite de deformare.

Pentru exemplificarea calculului efectuat ne vom referi numai la un singur caz și anume, acela al deformării la presa cu fricțiune a OLC 10.

Coeficienții α_i, x_i, $f(x_i)$ sînt reprezentați în fig. 1 și pot fi deduși din curbele prezentate în fig. 1 ... 6.

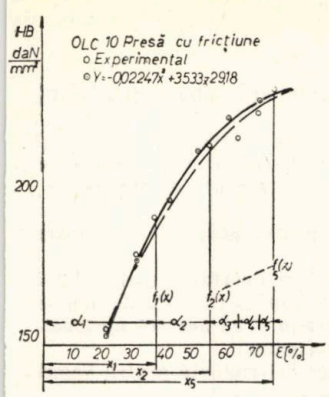


Fig. 1. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru deformarea la presa cu frictiune.

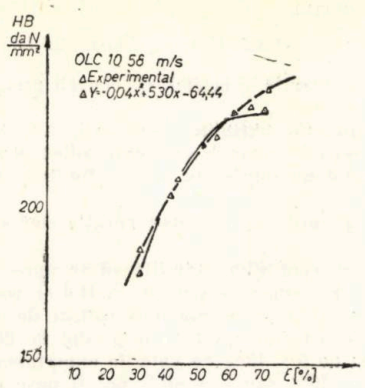


Fig. 2. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru OLC 10 pentru deformarea cu viteza de impact de 58 m/s.

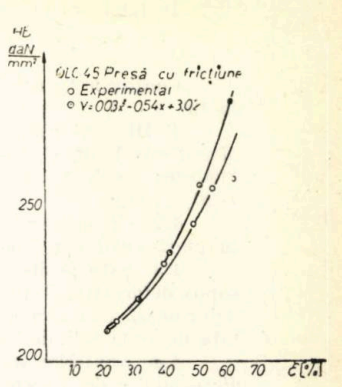


Fig. 3. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru OLC 45 pentru deformarea la presa cu frictiune.

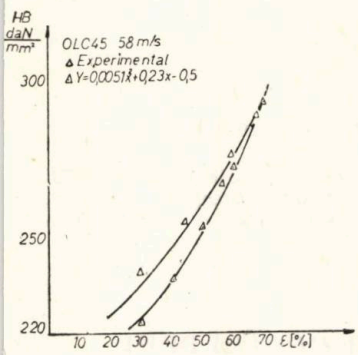


Fig. 4. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru OLC 45 pentru deformarea cu viteza de impact de 58 m/s.

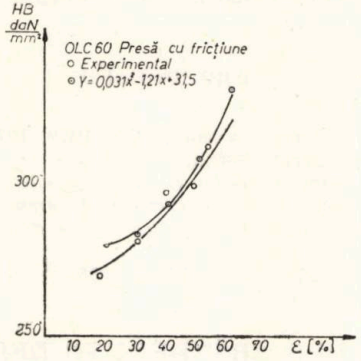


Fig. 5. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru OLC 60 pentru deformarea la presa cu frictiune.

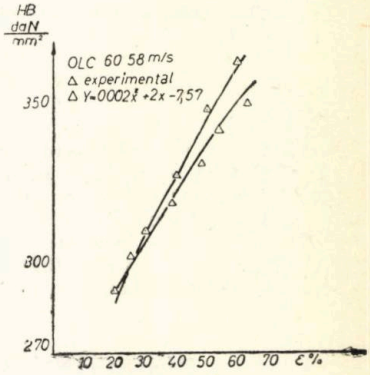


Fig. 6. Variația $HB=f(\varepsilon)$ pentru OLC 60 pentru deformarea cu viteza de impact de 58 m/s.

Valorile funcțiilor $f_1(x) \ldots f_5(x)$ au ca origine duritatea inițială a oțelului considerat.

Pe baza valorilor experimental obținute prezentate în fig. 1, se pot calcula toate datele necesare pentru aflarea coeficienților a, b, c și stabilirea exactă a ecuației $y=ax^2+bx+c$ în cazul oțelului OLC 10.

Astfel :

$$I_2=35{,}8\times 1\,281{,}64\times 70+17{,}5\times 2\,841\times 93{,}5+9{,}5\times 3\,943{,}84\times 96,+6{,}7\times 4\,830{,}25\times 104+$$
$$+5\times 5+5\,550{,}25\times 111{,}5=17\,917\,140{,}72$$

$$I_1=35{,}8\times 35{,}8\times 70+17{,}5\times 53{,}3\times 93{,}5+9{,}5\times 62{,}8\times 96+6{,}7\times 69{,}5\times 104+5\times 74{,}5\times 111{,}5=$$
$$=324\,161{,}87$$

$$I_0=35{,}8\times 70+17{,}5\times 93{,}5+9{,}5\times 96+6{,}7\times 104+5\times 111{,}5=6\,308{,}55$$

Se obține astfel sistemul liniar :

$$3\,330{,}15\,a_i+55{,}87\,b_i+c_i=129{,}99\,;\qquad 2\,775{,}25\,a_i+49{,}66\,b_i+c_i=116{,}81\,;$$
$$1\,850{,}08\,a_i+37{,}24\,b_i+c_i=84{,}67$$

care prin rezolvare dă :

$$a_i=0{,}02247\,;\qquad b_i=3{,}533\,;\qquad c_i=-29{,}18$$

În felul acesta ecuația devine :

$$y = -0{,}02247\,x^2 + 3{,}533\,x - 29{,}18$$

Continuînd cu rezolvarea, rezultă și celelalte 5 ecuații prezentate atît valoric cît și grafic în fig. 1...6.

4. **Discuții asupra rezultatelor obținute. Concluzii.** 4.1. Metoda matematică de calcul aleasă este bună și se încadrează în normele existente adică pentru toate cazurile considerate abaterea medie pătrată maximă nu depășește 5% în limitele unor grade de deformare $\varepsilon = 20 \ldots 60\%$.

4.2. Ecuațiile obținute permit extrapolarea rezultatelor și pentru grade de deformare în afara celor experimentate.

4.3. Este posibil, pe baza ecuațiilor stabilite să se aprecieze comportarea materialului supus deformării și din punct de vedere tehnologic. Astfel se poate afirma că oțelurile moi se deformează mai omogen decît oțelurile cu conținut ridicat de carbon și că această omogenitate depinde atît de modul de deformare cît și de gradul de deformare.

4.4. Abaterile mai mari de 5% față de valorile experimental determinate pentru valori ale gradului de deformare $\varepsilon < 20\%$ sau $\varepsilon > 60\%$ pot fi puse pe seama a trei factori :

— aproximarea deficitară a curbelor experimentale ;

— comportarea neuniformă a materialului supus deformării sub sau peste limitele gradelor de deformare considerate ;

— intervenția unor elemente suplimentare (conținut de C, grad de deformare, apariția fisurilor, erori de măsurare etc.) care trebuiesc luate în discuție și care nu fac obiectul lucrării de față.

BIBLIOGRAFIE

1. * * *, *Prelucrarea prin deformare plastică*, Buc. 1970, 1971, 1972, 1973.
2. I. Volmer, Teză de doctorat, Berlin, 1969.
3. V. Ghizdavu, *Prelucrarea metalelor cu puteri și viteze mari*. Edit. tehnc. Buc., 1971.
4. A. Nanu, I. Popovici, *Influența vitezei de deformare asupra rezistenței la deformare, la prelucrarea prin deformare plastică la rece a oțelurilor carbon de calitate*, Timișoara, 1974.
5. M. Nicolescu, *Analiza matematică*, EDP, 1968.

BERECHNUNG DER ABÄNDERUNG DER $HB = f(\varepsilon)$ BEIM KALTUMFORMEN VON QUALITÄTSSTÄHLEN MIT HOHEN SCHLAGGESCHWINDIGKEITEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Fachliteratur ist der Zusammenhang $\sigma = f(\varepsilon)$ umgehend besonders für Warmumformen, behandelt und der Verlauf der Kennlinien $\sigma = \sigma_d \varepsilon$ angegeben.

Die Autoren schlagen auf Grund eines reichen Versuchsmaterial, eine abgeleitete Funktion vor, die eine leichte mathematische Berechnung erlaubt.

Die Berechnung der $HB = f(\varepsilon)$ wird gleichlaufend für den Fall der klassischen und der Umformung mit einer Schlaggeschwindigkeit von 58 m/s für die, die Ergebnisse entscheident sind.

Somit wurde eine Kennlinienschar, die den Zusammenhang zwischen den theoretischen und experimentellen Ergebnisse ausdrücken, bestimmt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA MECANICĂ

Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

CONTRIBUŢIA CATEDREI UTILAJUL ŞI TEHNOLOGIA SUDĂRII LA INTRODUCEREA UNOR PROCEDEE NOI DE SUDARE

DE

VL. POPOVICI, CTIN. ŞARLĂU, D. BOTH, ST. NEGOIŢESCU

1. **Introducere.** Una din direcţiile de cercetare ale catedrei UTS, Facultatea de Mecanică Timişoara, este studierea unor procedee noi de sudare în vederea aplicării lor în producţie. Astfel în ultimii ani au fost studiate o serie de procedee de sudare cu arc ca : sudarea cu arc prin impulsuri ; sudarea cu arc pendular şi sudarea sub flux cu două arce, ca procedee de sudare prin topire ; precum şi sudarea cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic şi sudarea prin deformaţie plastică la rece, ca procedee de sudare prin presiune.

În această lucrare se vor arăta fenomenele, utilajele şi domeniile de aplicare a acestor procedee noi de sudare.

2. **Sudarea în CO_2 cu arc prin impulsuri.** Condiţiile desfăşurării unui proces de sudare se referă atît la transferul prin arc a metalului topit (în picături mari sau mici), cît şi la posibilitatea execuţării cusăturilor situate în diferite poziţii în spaţiu. Apar cel puţin două probleme : a) reglarea transferului metalului topit prin arc, sub formă de picături fine şi ; b) reglarea valorii energiei arcului, pentru a favoriza executarea corectă a cusăturilor situate în poziţie verticală sau la piese de grosime mai mică.

La sudarea cu arc în mediu de CO_2 transferul metalului topit din sîrmă se face sub formă de picături relativ mari şi cu o stropire pronunţată. Reducerea acestor efecte dăunătoare se poate face prin sudarea cu arc prin impulsuri (figura 1) [2].

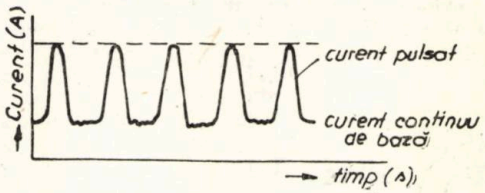


Fig. 1. Schema curentului pulsat modulat.

Mărimea şi frecvenţa impulsurilor de curent determină în principal condiţiile desfăşurării procesului de sudare. Pentru cercetarea procedeului de sudare cu arc prin impulsuri s-a alcătuit o instalaţie de sudare (figura 2) [1], compusă din : sursele de curent (generator de c.c. şi transformator de sudare), generatorul de impulsuri (construit la catedra UTS), bobina de reactanţă, tractorul de sudare automată şi comenzile respective. Impulsurile de curent cu frecvenţa 50 pulsaţii pe secundă, pot avea diferite valori prin modificarea tensiunii secundare a transformatorului *TS*. Cu această instalaţie au fost executate 5 serii de probe sudate

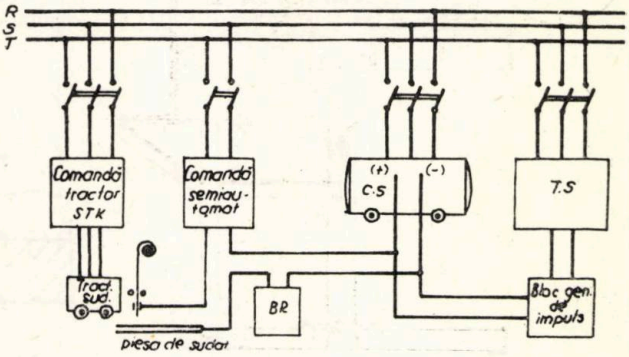


Fig. 2. Schema instalaţiei de sudare automată în CO_2 cu impulsuri.

folosind diferite regimuri de sudare cu impulsuri și unul fără impulsuri pentru comparație. Pentru a elimina influența vitezelor, între viteza electrodului și viteza de sudare s-a păstrat raportul constant de 10/1. La seria de încercări cu : $U_{imp}=35$ V ; $I_{imp}=350$ A ; $U_{bază}=21-28$V ; $I_{bază}=50-82$ A ; $U_{arc}=19-22$ V ; $I_s=110-150$ A ; s-au obținut rezultatele cele mai bune, adică arcul a fost stabil și fără împroșcare de metal, iar cusătura s-a format corect. Prin acest procedeu de sudare se pot realiza suduri în poziția nefavorabilă sudării și la piese de grosime mică, deoarece permite sudarea cu energii liniare mai reduse (5 000 J/cm) față de sudarea fără impulsuri (6 500 J/cm) deci cu peste 13% mai mici.

3. **Sudarea în CO_2 cu arc pendular.** Procedeul de sudare cu arc în CO_2 se caracterizează prin energii liniare mari și productivitate mare. În cazul sudării verticale, cornișă și plafon, pentru formarea corectă a cusăturii sînt necesare unele condiții suplimentare față de sudarea orizontală [5]. Aceste condiții se referă în primul rînd la mărimea băii sudurii și la formarea corectă a cusăturii sudate. Dacă baia sudurii este prea voluminoasă, în cazul sudării verticale sau de cornișă, aceasta curge și nu se poate forma corect cusătura. Reducerea volumului băii sudurii se poate face în primul rînd prin micșorarea energiei liniare a arcului. Energia liniară a arcului poate fi redusă în cazul sudării cu arc pendular, mișcarea pendulară avînd frecvența (5 ... 20 oscilații/minut) și amplitudinea 3 ...10 mm (figura 3). Mișcarea pendulară mărește viteza instantanee a arcului și se reduce astfel energia sa liniară, respectiv volumul băii sudurii.

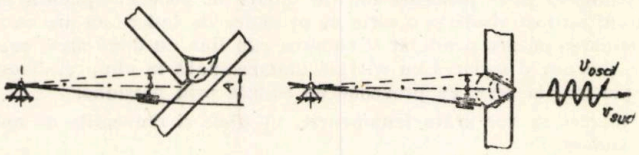


Fig. 3. Schema sudării cu arc pendular : *a*) suduri de colț; *b*) suduri cap la cap.

Pentru aplicarea procedeului s-a realizat aparatul de sudare prezentat în figura 4. Instalația de sudare este alcătuită din : aparatul de sudare verticală și pendularea arcului generatot de c.c. ; comanda, butelia de CO_2. La aparatul de sudare s-a adaptat un semiautomat de sudar în CO_2. Au fost executate automat suduri cap la cap și de colț, în poziție verticală, calitatea lor fiind bună. Acest procedeu nou de sudare se folosește cu bune rezultate la realizarea sudurilor verticale de montaj.

4. **Sudarea sub flux cu două arce.** Productivitatea sudării sub flux poate fi mărită prin folosirea procedeului de sudare cu arce multiple, două, trei arce în baie comună sau separat.

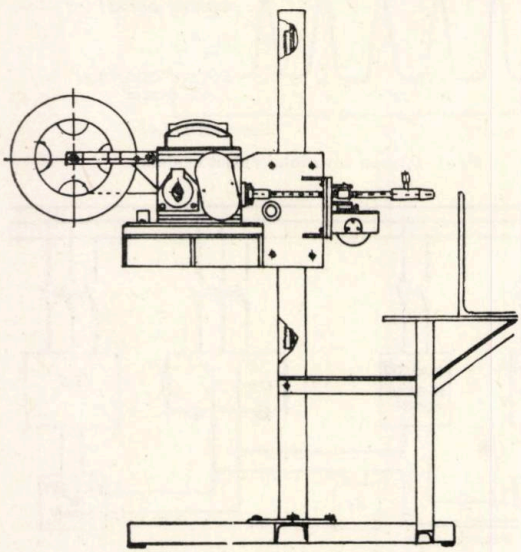


Fig. 4. Aparatul de sudare.

Se cunosc astfel mai multe variante de sudare cu arce multiple dintre care amintim : sudarea cu arce gemene, sudarea cu arce independente în tandem, sudarea cu doi electrozi alimentați în arc trifazat ; sudarea cu arce serie etc. [4]. Dintre acestea, sudarea cu două arce în tandem în baie comună (figura 5) prezintă unele avantaje în plus și anume : asigură creșterea vitezei de sudare ; se

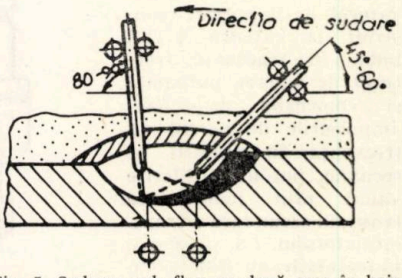


Fig. 5. Sudarea sub flux cu două arce în baie comună.

creează condiții termice favorabile de pătrundere și formare corectă a cusăturii sudate ; se creează posibilități de îmbunătățire a proprietăților sudurii prin folosirea diferitelor combinații ale sîrmelor electrod la cele două arce, se pot alimenta cu energie electrică de la sursa de curent continuu și alternativ pentru eliminarea unor efecte electromagnetice negative.

Experimental s-a stabilit că :

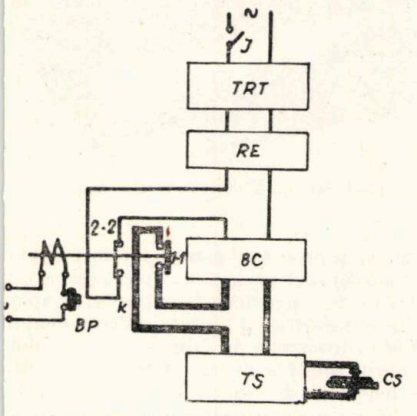
— procedeul de sudare cu două arce tandem arzînd cavitate (baie) comună se poate aplica practic în varianta de alimentare, primul arc în curent continuu și cel de al doilea în curent alternativ cînd suflajul magnetic este minim chiar la sudarea în rosturi adînci ;

— stabilitatea arderii arcelor este influențată de fluxul folosit, de aceea e necesar să se folosească fluxuri cu proprietăți de ionizare bune ;

— ordinea de amorsare și stingere a arcelor are importanță, stabilindu-se că întîi se amorsează arcul în c.c. și apoi după 2—3 secunde se amorsează arcul în c.a. ; la stingere arcul în c.a. se menține 2—3 secunde după oprirea celui în c.c. pentru eliminarea craterului final în sudură.

Acest procedeu de sudare se folosește la realizarea îmbinărilor sudate de la conducte forțate și recipienți din tablă groasă de oțel cu rezistență ridicată. Sudurile realizate au caracteristici mecanice corespunzătoare iar cheltuielile de execuție sînt minime.

5. **Sudarea cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic.** Obiectivul cercetării dezvoltate la catedra UTS constituie sudarea prin presiune în puncte a tablelor subțiri de aluminiu și cupru și aliajelor lor, cu energie înmagazinată în cîmp electrostatic.



6. Schema de principiu a instalației de laborator tru sudarea cu energie înmagazinată în cîmp trostatic : *TRT* — transformator ridicător de iune; *RE* — redresor electronic; *BC* — bateria condensatoare; *TS* — transformator de sudare; — circuitul de sudare; *K* — contactor electronetic cu două contacte normal închise *2—2* și ă contacte normal deschise *1—1*; *I* — întrerupător; *BP* — buton de pornire.

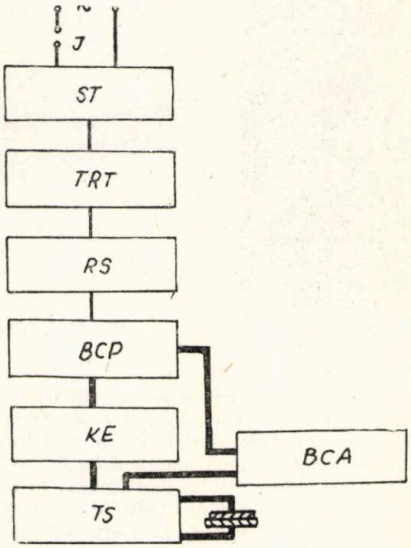


Fig. 7. Schema de principiu a instalației prototip industrial.

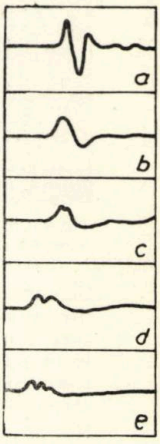


Fig. 8. Oscilogramele impulsurilor realizate pentru BPC 600 F și BCA 0-120 u F.

Cercetările au fost concretizate prin concepția și construcția a două instalații de sudare și a unui stand de probă la vibrații și impuls de curent a îmbinărilor sudate pentru determinarea rapidă a regimului optim de sudare. Schema de principiu a instalației de laborator de 0,620 kJ, 860 μF, și 1 200 V este prezentată în figura 6.

Redresorul *RE* încarcă bateria de condensatoare *BC* prin contactul electromagnetic *K*. Bateria de condensatoare prin contactele normal deschise se poate descărca pe înfășurarea primară a transformatorului de sudare *TS* care conține circuitul de sudare *CS* conectat la înfășurarea secundară a acestuia. Comutarea bateriei de condensatoare este asigurată prin șase comutatoare.

Regimul de sudare se reglează modificînd tensiunea de încărcare a bateriei de condensatoare (12—860 μF), raportul de transformare al transformatorului de sudare (KT-50 ; 100 ; 150 ; 200 ; 250) și forța de apăsare a electrozilor.

Cu această instalație s-au putut suda table de grosime (0,05+0,05)mm pînă la (0,8+0,8)mm.

În baza experienței obținute la prima instalație de laborator s-a realizat o a doua instalație (figura 7) în care s-au introdus ca elemente noi : un tiristor pentru conectarea bateriei de condensatoare, un nou tip de comutator pentru comutarea grupelor de condensatoare, un stabilizator de tensiune și o baterie auxiliară de condensatoare pentru a se asigura posibilitatea modificării formei undei de impuls după necesitățile tehnologice de sudare a fiecărui material în parte.

Cu această instalație s-au putut suda table de aluminiu de grosime (1,2+1,2) mm. Instalația avînd 1,25 kJoule, se clasează în grupa mașinilor de putere mijlocie.

Prin modificarea formei impulsului (figura 8) s-au putut micșora, viteza de creștere a temperaturii în zona sudării, respectiv s-a influențat procesul de topire și durata de sudare, evitîndu-se stropirea și asigurîndu-se o stabilitate mai bună a îmbinării. Pentru determinarea regimurilor optime de sudare s-au realizat un stand cu următoarele caracteristici tehnice : dimensiunile probelor de încercat 10×110 mm, grosimea 0,1 ... 0,8 mm, impuls de curent maxim 100 A, frecvența vibrațiilor pe minut 3 000, puterea necesară de la rețea 0,5 kW. Rezultatele obținute au fost bune.

7. **Sudarea prin deformație plastică la rece.** Cercetările în domeniul sudării prin deformație plastică la rece, s-au concretizat prin : studiul tehnologiei de sudare, concepția și construc-

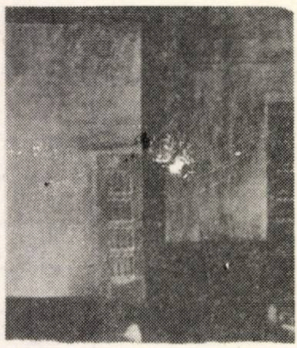


Fig. 9. Conexiuni (folii de 0,2 mm grosime) : aluminiu pe aluminiu și cupru pe aluminiu.

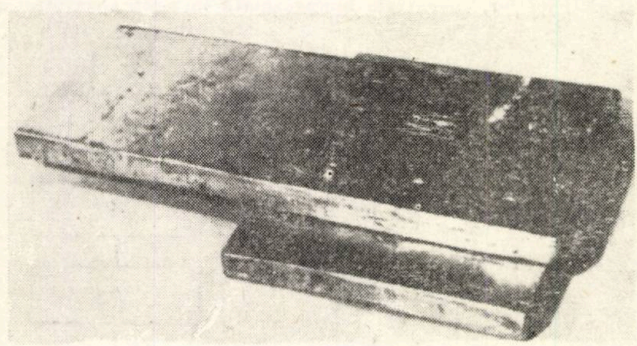


Fig. 10. Îmbinarea a două bare de Al 10×80×10×100 mm.

ția unor cleşti și prese și dispozitive pentru sudarea cap la cap și prin suprapunere. Au fost urmărite fenomenele : influența deformațiilor repetate și a configurației geometrice (piesă-poanson) asupra însușirilor îmbinărilor sudate 3. În mod deosebit au fost urmărite fenomenele ce apar în timpul sudării la rece a două metale diferite (Al+Cu). Cercetările cu ajutorul microscopului electronic și a microsondei electronice au scos în evidență : fenomene de difuziune a atomilor care conduc la realizarea unei îmbinări formată din soluții solide a metalelor supuse sudării și a unei zone de tranziție de ordinul a cîtorva μm ; — fenomene de recristalizare în straturile superficiale adiacente suprafețelor de contact ale metalelor supuse sudării.

BIBLIOGRAFIE

1. Popovici Vl., Ivancenco Al. *Utilajele sudării electrice*, EDP, București, 1968.
2. Agnew S., Introducere la sudarea cu arc prin impulsuri. Welding Journal, nr. 45/1966
3. Both Dănilă, Sudarea prin deformare plastică la rece. Bul. IPT 1970.
4. Breazu Mircea, Sudarea sub flux cu două arce. Lucrare de doctorat IPT, 1972.
5. Needhan I. C., Caracteristicile arcului și transferului de metal la sudarea în CO_2. British Welding Journal, nr. 14/1970.

CONTRIBUTION DE LA CHAIRE DE SOUDURE A L'INTRODUCTION DE CERTAINS PROCÉDÉS DE SOUDAGE

(RÉSUMÉ)

La chaire de soudure à fait des recherches sur les procédés de soudage à application spéciale : soufage à l'arc par impulses, soudage à l'arc pendulaire, soudage sous flux à deux arcs, soudage par points avec énérgie enmagasinée en champ électrostatique et soudage par deformation plastique au froid. On a étudié les conditions technologiques d'application et on a établie les régims de soudage pour obtenir de assemblages de bonne calitée.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

PROIECTAREA CU AJUTORUL CALCULATORULUI NUMERIC A UNUI TRANSFORMATOR DE FUNCŢII UNIVERSAL CU DIODE

DE

ST. PREITL

Elementele de bază ale unui transformator de funcţii universal cu diode (prescurtat TFUD) [1], [2], utilizat la realizarea pe cale analogică a unor dependenţe $y=f(x)$ oarecari prin aproximare cu segmente de dreaptă (fig. 1, *a*), sînt (fig. 1, *b* şi Anexă) : — amplificatorul de

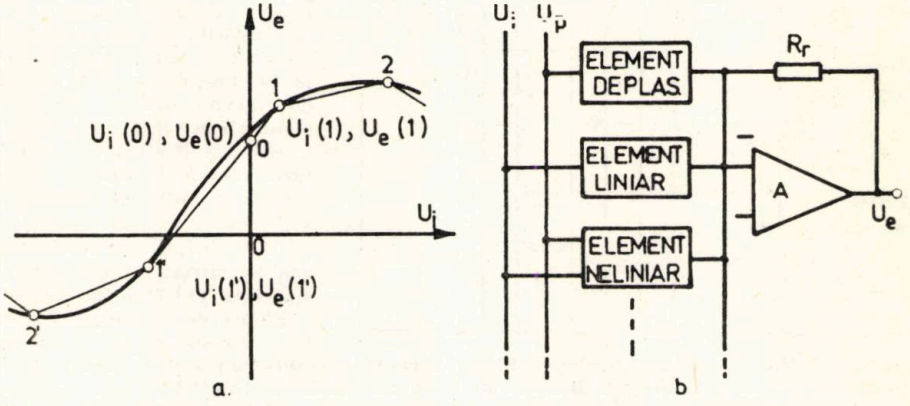


Fig. 1.

c. c. *A*, prevăzut cu o reacţie negativă prin rezistenţa R_r ; — elementul de deplasare a caracteristicii faţă de abscisă cu ordonata U_e (0) ; — elementul liniar pentru realizarea segmentului *1— 1'* ; — elementele neliniare cu diode, pentru realizarea celorlalte segmente de dreaptă.

În lucrare se propune o metodică de calcul şi relaţiile aferente pentru calculul TFUD cu ajutorul calculatorului numeric.

a) În vederea calculului TFUD, în Anexă, pentru fiecare tip de element (circuit elementar) se defineşte cîte un coeficient K prin care se indică varianta circuitului elementar, schema şi forma caracteristicii realizate ; K poate lua valorile ± 1 sau 0 (cînd elementul respectiv nu este necesar). Calculul TFUD presupune determinarea tipului circuitelor elementare utilizate la realizarea dependenţei $U_e=f(U_i)$ şi a coeficientului K pentru fiecare element (coeficient prin care se identifică varianta şi schema elementului) precum şi valorile rezistenţelor R_1, R_2 pentru fiecare element utilizat. În acest scop trebuie cunoscute : coordonatele punctelor de frîngere $U_i(i)$, $U_e(i)$ ($i=0, 1, 2, \ldots$) ; valoarea absolută a tensiunii de polarizare U_p ; valoarea tensiunii de deschidere a diodelor U_0 ; valoarea rezistenţei R_r (sau a domeniului în care ia valori) ; semiplanul (stîng sau drept) pentru care se face calculul. Trebuie remarcat că în ambele semiplane calculul TFUD se face în sensul valorilor crescătoare ale lui $|U_i(i)|$.

Din analiza circuitelor elementare [2], au rezultat relaţiile de calcul prezentate în Anexă : pentru elementul de deplasare ($i=0$) $K(0)$ ia valorile : -1, pentru $U_e(0)>0$; 0, pentru $U_e(0)=0$; $+1$, pentru $U_e(0)<0$; pentru elementul liniar ($i=1$) $K(1)$ ia valorile : — 1,pentru tg $\beta(1)>0$

Anexa 1

Elemente componente ale TFUD

Tipul şi schema elementului	Caracteristica realizată	U_i	U_p	Legare diodă D	Cadran	K	Relaţii de calcul
a. E. deplasare $-K \cdot U_p$ R_1	U_e, 0, U_i	Nu	−	Nu	I. − II.	+1	$R_1 = -K \cdot R_r \frac{U_p}{U_e}$
			+		III. − IV.	−1	
b. E. liniar $K \cdot U_i$ R_1 [INV]	U_e, β, U_i	Dir	Nu	Nu	II. − IV.	+1	$tg\beta = \frac{\Delta U_e}{\Delta U_i}$
		prin INV	Nu	Nu	I. − III.	−1	$R_1 = -K \frac{R_r}{tg\beta}$
c. E. neliniar $K \cdot U_i$ R_1 D $-K \cdot U_p$ R_2	U_e, U_i, β, 0	Dir	−		I. − IV.	+1	$tg\beta(i) = \frac{U_e(i) - U_e(i-1)}{U_i(i) - U_i(i-1)}$
d. E. neliniar [INV] R_1 $K \cdot U_i$ D $-K \cdot U_p$ R_2	U_e, β, U_i, 0	prin INV	+		$U_i > 0$ I. − IV.	−1	$R_1(i) = \frac{-K(i) \cdot R_r}{tg\beta(i) - tg\beta(i-1)}$ $R_2(i) = R_1(i) \cdot \frac{K(i) \cdot U_p + U_o}{K(i) \cdot U_i(i) - U_o}$ $(i = 2, 3, \ldots)$
e. E. neliniar $K \cdot U_i$ [INV] R_1 D $-K \cdot U_p$ R_2	U_e, β, U_i, 0	prin INV	−		II. − III.	+1	
f. E. neliniar $K \cdot U_i$ R_1 D $-K \cdot U_p$ R_2	U_e, β, U_i, 0	Dir	+		$U_i < 0$ II. − III.	−1	

şi mărimea de intrare se aplică printr-un inversor (IVN); 0, pentru $tg\beta(1) = 0$; 1, pentru $tg\beta(1) < 0$ şi semnalul de intrare se aplică direct; pentru elementele neliniare ($i = 2, 3, \ldots$,) $K(i)$ ia valori în funcţie de semiplanul pentru care se face calculul: pentru $U_i > 0$, curba se află în semiplanul drept şi $K(i)$ ia valorile: -1, pentru $\Delta > 0$ şi semnalul de intrare se aplică prin inversor; 0, pentru $\Delta = 0$; $+1$, pentru $\Delta < 0$; pentru $U_i < 0$, curba se află în semiplanul stîng şi $K(i)$ ia valorile: -1, pentru $\Delta > 0$; 0, pentru $\Delta = 0$; $+1$ pentru $\Delta < 0$ şi semnalul de intrare se aplică prin inversor.

b) Metodica de calcul propusă permite utilizarea calculatorului numeric în proiectarea TFUD şi necesită parcurgerea următoarelor etape [2]: — liniarizarea caracteristicii; — fixarea datelor iniţiale; — efectuarea calculelor în ordinea şi pe baza relaţiilor din Anexă (determinarea valorilor rezistenţelor $R_1(i)$, $R_2(i)$ pentru fiecare circuit elementar şi a coeficientului $K(i)$ aferent pe baza căruia se identifică schema circuitului).

Algoritmul a rezultat din analiza circuitelor care apar în structura TFUD şi ţine seama de tensiunea de deschidere a diodelor. Aceasta conferă o precizie superioară în determinarea elementelor TFUD şi necesită, la realizarea practică a TFUD, corecţii ulterioare mult mai reduse decît alte metodici de calcul [1]; corecţiile apar în special în cazul unui număr mare de circuite neliniare şi vor fi cu atît mai mici cu cît condiţiile reale se vor abate mai puţin de la cele ideale [2].

BIBLIOGRAFIE

1. Kogan B. Ia, *Dispozitive electronice de modelare şi folosirea lor pentru studiul sistemelor de reglare automată* — Bucureşti, România, Editura tehnică, 1964.
2. Preitl Şt., Algoritm pentru calculul unui transformator de funcţii universal cu diode, utilizînd calculatorul numeric, — Sesiunea ştiinţifică dedicată celei de a XXX-a aniversări a eliberării patriei şi a congresului a XI-lea al P.C.R. — I.P.T.V. Timişoara 16—18 iunie, 16 noiembrie 1974.

COMPUTER ADED DESIGN OF A UNIVERSAL FUNCTION TRANSFORMATOR WITH DIODES

(SUMMARY)

The paper is presenting the calculus algorithm of the parameters of an universal functions transformer with diodes, for a digital computer.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

STUDIUL LA ALUNECĂRI MARI A MOTORULUI LINIAR UNILATERAL CU INDUS DIN ALUMINIU PE FIER MASIV

DE

I. BOLDEA, M. BABESCU

1. **Introducere.** Analiza motorului liniar unilateral cu fier masiv în secundar, este prezentată în [1], permeabilitatea magnetică considerîndu-se constantă.

Lucrarea de faţă analizează forţele normale şi de tracţiune ale motorului liniar unilateral, luînd în consideraţie saturaţia şi conductibilitatea fierului masiv.

Efectul longitudinal se neglijează şi deci rezultatele sînt valabile în domeniul alunecărilor mari (0,1÷1), iar efectul transversal este luat în considerare prin coeficientul de corecţie $K2$.

2. **Analiza teoretică.** 2.1. *Ipoteze*: a) mărimile electromagnetice variază sinusoidal în timp şi spaţiu ; b) curba de magnetizare se aproximează prin

$$B = K \cdot H^{1-2/n} \ldots \tag{1}$$

coeficienţii K, n, determinîndu-se experimental.

2.2. *Calculul forţelor de tracţiune, respectiv normale.* Motorul se divide în următoarele regiuni (fig. 1) : a) întrefierul ($0 < y < \delta$) ; b) placa secundar ($\delta < y < \delta + d$) ; c) fierul masiv ($\delta + d < y < \delta + d + e_1$).

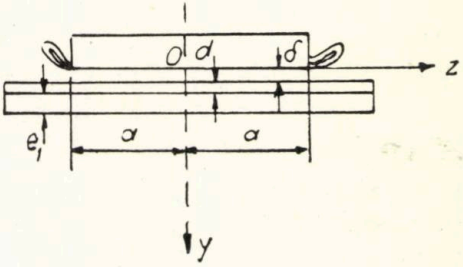


Fig. 1. Sistemul de coordonate.

Se rezolvă ecuaţiile lui Maxwell pentru fiecare regiune în parte şi aplicînd condiţiile de continuitate ale componentelor tangenţiale ale cîmpului magnetic şi ale componentelor normale ale inducţiei magnetice, la suprafeţele de separaţie a acestor regiuni, se obţin în final forţele normale şi cele de tracţiune.

Forţa de tracţiune F_x, are o componentă dată de placa secundar de aluminiu, $F_{x\,\mathrm{Al}}$, şi una dată de fier, $F_{x\,\mathrm{Fe}}$, în timp ce forţa normală F_y, are 3 componente : $F_{y\,\mathrm{Al}}$, $F_{y\,\mathrm{Fe}}$, — forţele de levitaţie date de curenţii din placa de aluminiu, respectiv fier şi F_{ya} — forţa de atracţie între miezul primarului şi fierul masiv.

Utilizînd relaţia tensiunilor maxwelliene se obţin în final cele 5 componente :

$$F_{x\,\mathrm{Al}} = \pi \cdot p \cdot a \cdot \omega \cdot s \cdot \sigma_{\mathrm{Al}} \left[(|\underline{M}|)^2 + (|\underline{N}|)^2 \right] \cdot \frac{\mathrm{sh}\, 2 \cdot r_2 \cdot d}{2 r_2} + \left[(|\underline{N}|)^2 - (|\underline{M}|)^2 \right] \frac{\sin 2 S_2 \cdot d}{2 S_2} \tag{2}$$

$$F_{x\,\mathrm{Fe}} = \frac{2\pi \cdot k \cdot p \cdot a \sqrt{n(n-1)}}{a_1 (n-1)(2n-1)} \cdot H_0^{\frac{2n-1}{n}} \tag{3}$$

$$F_{y\,\mathrm{Al}} = p \cdot \tau \cdot a \cdot \omega \cdot S \cdot \sigma_{\mathrm{Al}} \left[(|\underline{M}|)^2 + (|\underline{N}|)^2 \right] \cdot \frac{\gamma_2}{2 S_2} (1 - \cos 2 S_2 \cdot d) + \left[(|\underline{N}|)^2 - (|\underline{M}|)^2 \right] \cdot \cdot \frac{S_2}{2 \gamma_2} (\mathrm{ch}\, 2 r_2 d - 1) \Big] \tag{4}$$

$$F_{y\,Fe} = \frac{2 \cdot p \cdot \tau \cdot a \cdot \omega \cdot S \cdot \sigma_{Fe} \cdot k^2 \cdot H_0^{\frac{2n-2}{n}}}{2 \cdot a_1^2 \sqrt{(n-1)(2n-1)}\,(n-1)} \sqrt{\frac{n}{2n-1}} \tag{5}$$

$$F_{ya} = \frac{2 \cdot p \cdot \tau \cdot a \cdot \beta^2 \cdot k^2 \cdot H_0^{\frac{2n-2}{n}}}{\mu_0 \cdot a_1^2 (n-1)(2n-1)} \tag{6}$$

unde :

$$\beta = \frac{\pi}{\tau}$$

$$\underline{\gamma} = \sqrt{\beta^2 + j \cdot \omega \cdot S \cdot \mu_0 \sigma_{Al}} = r_2 + jS_2 \tag{7}$$

$$a_1 = \sqrt{\frac{\omega \cdot S \cdot k \cdot \sigma_{Fe}}{(2n-1)\sqrt{n(n-1)}}} \tag{8}$$

σ_{Al}, σ_{Fe} — conductivităţile aluminiului, respectiv fierului;
τ — pasul polar ; s — alunecarea ; ω — pulsaţia unghiulară ;
H_0 — componenta tangenţială a cîmpului magnetic pe suprafaţa fierului ; $2p$ — numărul de poli.

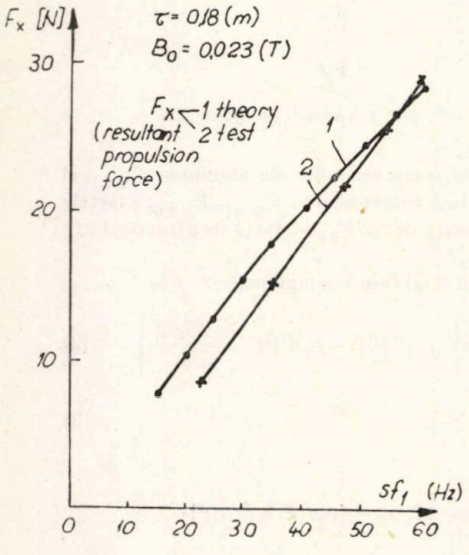


Fig. 2. Comparaţie între forţa de tracţiune calculată şi măsurată.

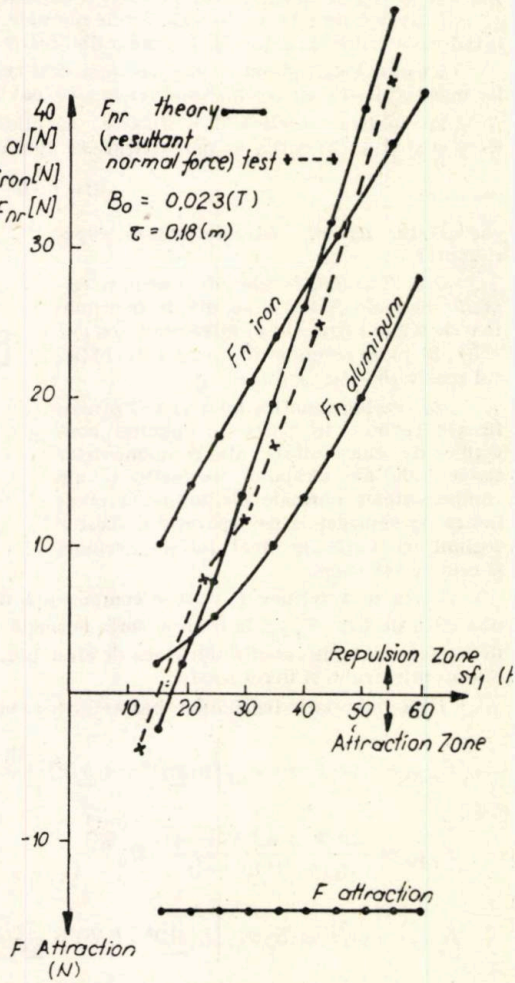


Fig. 3. Comparaţie între forţa normală calculată şi măsurată.

Constantele $\underline{M}$, $\underline{N}$, rezultate din condițiile de continuitate sînt :

$$\underline{M} = \frac{1}{\underline{\gamma}} \cdot \mu \cdot H_0 \cdot e^{j\sqrt{n(n-)} \cdot \ln(H_0^{1/n}/a_1)} \tag{9}$$

$$\underline{N} = \frac{K \cdot H_0^{(n-1/n)} \cdot e^{j \cdot \arccos \sqrt{n/(2n-1)}}}{a_1 \sqrt{(n-1)(n-2)}} e^{j\sqrt{n(n-1)} \ln(H_0^{1/n}/a_1)} \tag{10}$$

3. **Rezultatele experimentale.** În vederea verificării teoriei expuse s-au făcut încercări pe un motor liniar unilateral cu indusul tip disc, din aluminiu pe fier masiv.

Datele mașinii, sînt :

$2p=4$; $\tau=0{,}18$ m ; $2a=0{,}1$ m ; $\delta=0{,}006$ m ; $d=0{,}0067$ m ; $e_1=0{,}0098$ m.

Forța de tracțiune și cea normală au fost măsurate utilizînd metoda tensiometriei electrice.

Fig. 2 și 3 prezintă rezultatele experimentale și cele teoretice. Se observă o concordanță satisfăcătoare.

4. **Concluzii.** În lucrare se prezintă o metodă de calcul a performanțelor mașinilor liniare unilaterale cu secundarul din Al pe Fe masiv, aproximînd curba de magnetizare printr-o expresie analitică de forma $B=KH^{1-2/n}$. Efectul transversal este considerat prin coeficienți de corecție uzuali.

Rezultatele experimentale confirmă ipotezele admise.

Se apreciază că teoria propusă poate fi utilizată atît la mașinile liniare unilaterale de viteze mici, cît și la cele de viteze mari, dar numai în zona alunecărilor mai mari ca 0,1.

BIBLIOGRAFIE

1. S. A. Nasar, Del Cid, Certain approaches to the analysis of single-sided linear induction motores, Proc. I. E. E., 1973, 120 (4) pp. 477—483.
2. B. T. OOI, D. C. White, „Traction and normal forces in the linear induction motor" I. E. E. E. Trans, 1970, PAS-89, pp. 638—645.
3. R. S. Lipkis, T. C. Wang, „Single-sided linear induction motor. A study of thrust and lateral forces", U.S. Dept. of Transportation Report FRA-RT—72—75, June 1971.
4. J. Dukowicz, „Attraction/repulsion forces in a single-sided linear induction motor" U.S. Dept. of Transportation Report FRA-RT—71—78.
5. J. Dukowicz, The single-sided LIM with saturated back iron, U.S. Dept. of. Transportation Report FRA-RT—72—78. Jan. 1972.
6. H. Bolton, „Transverse edge effect in sheet rotor induction motors", Proc. I.E.E., 1969, 116 (5) pp. 725—731.
7. K. P. Pillai, „Fundamental frequency eddy-curent loss due to rotating magnetic fields" Proc. I. E. E. 1969, 116 (3) pp. 407—414.

HIGH SLIP REGION STUDY OF A SINGLE-SIDED LINEAR INDUCTION MOTOR WITH ALUMINIUM ON-IRON-SECUNDARY

(SUMMARY)

In the paper we analyse a single-sided linear induction motor (SLIM) at high values of slip.

Particularly the saturation and the influence of secondary iron eddy currents are evaluated.

The longitudinal edge efect is neglected (hing values of slip are considered only), while the transverse edge effect is accounted for by a coreection coefficient. The normal and traction forces components due to secondary aluminium and iron are evidentiated.

It is shown that in certain conditions the unlaminated iron can contribute the vehicle levitation.

Some experimental results are given which are in rather good agreement with the theory.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

NOMOGRAMA PENTRU DETERMINAREA RANDAMENTELOR TRANSMISIEI LA CALCULUL ACŢIONĂRILOR ELECTRICE

DE

ST. BARTZER

1. **Punerea problemei.** La calculul acţionărilor electrice, evidenţierea pierderilor în transmisia dintre maşina electrică de acţionare (MA) şi mecanismul executor al maşinii de lucru (ML) se face prin intermediul randamentelor parţiale şi totale ale transmisiei [1], ... [5], a căror valoare depinde de valoarea şi sensul puterii totale transmise şi de felul regimului de funcţionare: staţionar sau nestaţionar [2].

În cazul acţionărilor cu variaţii pronunţate ale puterii dezvoltate de MA, respectiv în perioadele de funcţionare în regim nestaţionar, se impune determinarea valorii randamentelor transmisiei pentru fiecare situaţie de funcţionare şi de încărcare distinctă, aplicînd formulele de calcul stabilite în acest sens din aproape în aproape, pentru fiecare treaptă, începînd cu ultima treaptă din lanţul cinematic [2]. Rezultă că un calcul pretenţios din punctul de vedere al exactităţii rezultatului este foarte laborios.

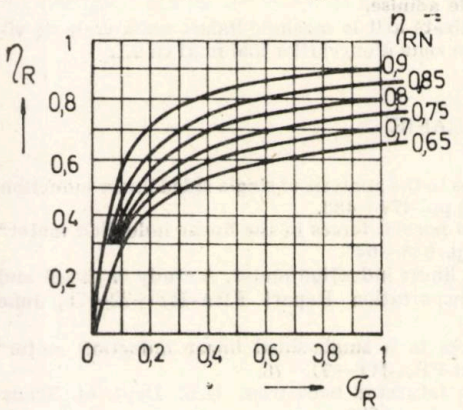


Fig. 1. Variaţia randamentului η_R al unor transmisii cu roţi dinţate tipizate în funcţie de încărcarea relativă σ_R. (Exemplificare).

În cele ce urmează se prezintă o nomogramă concepută de autor pentru a asigura operativitatea aplicării formulelor de calcul la determinarea randamentelor reductoarelor cu roţi dinţate în funcţie de parametrii nominali şi de încărcarea acestora.

2. **Formulele de calcul.** Dacă pentru o transmisie dată, de exemplu un reductor cu roţi dinţate, se cunoaşte randamentul nominal η_{RN} corespunzător puterii nominale a reductorului $P_{RN}=M_{RN}\Omega_N$, cuplul nominal al reductorului, M_{RN}, fiind considerat la arborele dinspre MA, atunci, la funcţionarea acesteia din urmă în regim de motor, randamentul η_R corespunzător la o încărcare oarecare [2]: $P_{sL}=M_{sL}\Omega$ se poate determina fie cu ajutorul unor curbe experimentale de forma $\eta_R=f(\sigma_R)$, cu η_{RN} ca parametru [1], [5] (v. fig. 1), fie cu ajutorul unor formule, de exemplu [2]:

$$\eta_R=\frac{1}{\frac{1}{\eta_{RN}}+k_R\frac{1-\sigma_R}{\sigma_R}}, \tag{1}$$

la funcţionarea MA în regim de motor, respectiv:

$$\eta_{Rf}=2-\frac{1}{\eta_R}=2-\frac{1}{\eta_{RN}}-k_R\frac{1-\sigma_R}{\sigma_R} \tag{2}$$

la funcţionarea MA în regim de frînă, unde:

$$\sigma_R=\frac{|P_{sL}|}{P_{RN}}=\frac{|M_{sL}|}{M_{RN}} \tag{3}$$

$$k_R=\frac{\Delta P_{sk}}{P_{RN}}=\frac{|\Delta M_{sk}|}{M_{RN}}=f(\eta_{RN}) \tag{4}$$

σ_R este încărcarea relativă a reductorului şi prin k_R se ţine seama de acea parte a pierderilor din reductor, ΔP_{sk}, respectiv ΔM_{sk}, care se consideră constantă, adică independentă de încăr-

care. Rel. (1) și (2) au fost deduse în ipoteza că pierderile în transmisie variază liniar cu încărcarea.

În rel. (1), ... (4) s-au mai notat prin : P_{sL} — componenta statică a puterii transmise, care corespunde lucrului mecanic util necesar executării procesului tehnologic de către ML, care se transmite integral prin toate treptele transmisiei și căreia îi corespunde cuplul static M_{sL} dezvoltat la arbore de MA [2] ; Ω — viteza unghiulară a arborelui MA.

Relațiile (1) și (2) sînt aplicabile în mod riguros numai pentru perioadele de funcționare staționară, cu excepția cazului cînd transmisia este formată dintr-o singură treaptă, adică nu are arbori intermediari. În perioadele de funcționare în regim nestaționar, deoarece puterea totală transmisă diferă de la o treaptă la alta, uneori nu numai ca valoare, ci și ca sens, randamentele parțiale și totale ale transmisiei se pot determina numai prin intermediul randamentelor treptelor de angrenare, notate cu η'_x, respectiv η'_{xf}.

Pentru determinarea randamentelor parțiale în funcție de puterea totală transmisă P_x, a cărei valoare și semn se stabilește în felul arătat în [2], se pot folosi relațiile (1) ... (4), scrise pentru treapta de angrenare x, sub forma :

— cînd puterea se transmite în sensul MA → ML, adică $P_x > 0$:

$$\eta'_x = \frac{1}{\frac{1}{\eta'_{xN}} + k'_x \frac{1-\sigma_x}{\sigma_x}} ; \qquad (5)$$

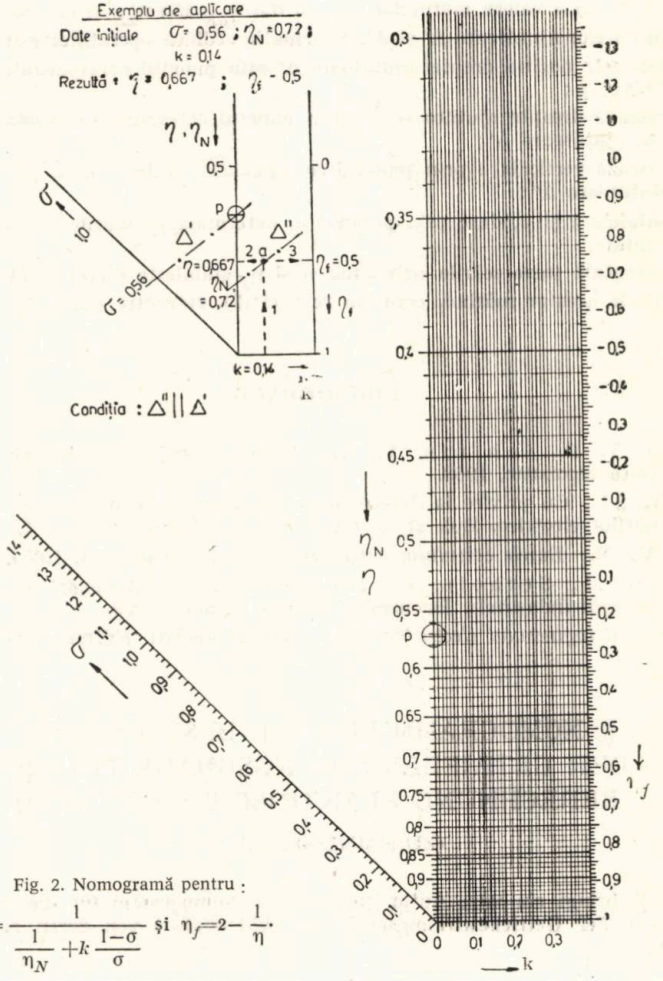


Fig. 2. Nomogramă pentru :

$$\eta = \frac{1}{\frac{1}{\eta_N} + k \frac{1-\sigma}{\sigma}} \text{ și } \eta_f = 2 - \frac{1}{\eta}.$$

— cînd puterea se transmite în sensul ML → MA, adică $P_x < 0$;

$$\eta'_{xf}=2-\frac{1}{\eta'_x}=2-\frac{1}{\eta'_{xN}}-k'_x\frac{1-\sigma_x}{\sigma_x} \tag{6}$$

unde η'_{xN} este randamentul nominal al treptei x,

$$\sigma_x=\frac{|P_x|}{P_{RN}}=\frac{|M_x|}{M_{RN}\nu_x}, \tag{7}$$

și

$$k'_x=\frac{\Delta P'_{skx}}{P_{RN}}=f(\eta'_{xN}) \tag{8}$$

$\nu_x=\Omega/\Omega_x$ este raportul de transmitere al transmisiei între arborele MA și arborele intermediar cu numărul de ordine x.

Relațiile (7) și (8) sînt scrise în ipoteza $P_{xN}=P_{RN}$.

3. **Nomogramă pentru** η, $\eta_f=f_{1,2}(\sigma, \eta_N, k)$. Pentru a asigura rezolvarea operativă a relațiilor (1) și (2), respectiv (5) și (6), avînd în vedere că prin curbe de forma celor din fig. 1 este imposibil să se cuprindă totalitatea situațiilor practic posibile, s-a conceput nomograma din fig. 2.

Modul de aplicare a nomogramei, care este o nomogramă cu drepte ajutătoare (Δ) paralele, este ilustrat printr-un exemplu pe baza căruia se evidențiază atît ordinea introducerii datelor inițiale, adică a valorii mărimilor σ_R sau σ_x, η_{RN} sau η'_{xN} și k_R sau k'_x, cît și modul de trasare a dreptelor ajutătoare Δ' și Δ''. Schematic ordinea operațiilor este următoarea :

— se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ' prin punctul corespunzător valorii lui σ și prin punctul pivot p ;

— se trasează dreapta ajutătoare Δ'' prin punctul corespunzător valorii lui η_N și paralelă cu dreapta ajutătoare Δ' ;

— se trasează verticala *1* prin punctul corespunzător valorii lui k, pînă la intersecția a cu dreapta ajutătoare Δ'' ;

— orizontalele *2* și *3*, duse prin punctul a, determină pe scările mărimilor η, respectiv η_f, valorile căutate.

Orice orizontală între scările mărimilor η și η_f stabilește direct legătura între valorile corespondente ale acestor mărimi, conform relației (2), respectiv (6).

BIBLIOGRAFIE

1. Andreev, V. P., Sabinin, Iu. A., *Osnovî elektroprivoda.* Izdanie vtoroe. Moskva, Gosenergoizdat, 1963.
2. Bartzer, St., Cu privire la determinarea randamentelor transmisiei la calculul acționărilor electrice. Bul. șt. și tehnic al I.P. Timișoara, fasc. 1, 1975, p. 187.
3. Boțan, V. N., *Bazele calculului acționărilor electrice*, București, Editura tehnică, 1970.
4. Brașovan, M., Seracin, E., Bogoevici, N., *Acționări electrice. Probleme și aplicații industriale.* București, Editura tehnică, 1963.
5. * * * *Manualul inginerului electrician.* Vol. VIII, București, Editura tehnică, 1959.

NOMOGRAMM FÜR DIE BESTIMMUNG DER GETRIEBEWIRKUNGSGRADE BEI DER BERECHNUNG ELEKTRISCHER ANTRIEBE

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die Arbeit bringt ein vom Autor aufgestelltes Nomogramm für die operative Bestimmung der Werte der Getriebewirkungsgrade in Abhängigkeit von deren Nominalparameter und Belastung.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DETERMINAREA PARAMETRILOR COMENZII VARIATORULUI DE TENSIUNE CONTINUĂ PENTRU VALORI IMPUSE CURENTULUI DE SARCINĂ

DE

D. POPOVICI, P. SCĂREANU

1. Introducere. La funcţionarea variatorului de tensiune continuă este posibil ca acesta să realizeze o reglare bipoziţională a curentului într-un circuit [1], caz în care atît frecvenţa de lucru cît şi durata de conducţie a tiristorului principal (parametrii comenzii), se modifică pentru fiecare valoare a curentului reglat. În lucrare se prezintă sub formă grafică o metodică de stabilire a frecvenţei de lucru şi a duratei de conducţie a tiristorului principal pentru valori impuse curentului în circuitul unei sarcini pasive a variatorului de tensiune continuă.

2. Deducerea curbelor pentru determinarea parametrilor comenzii variatorului de tensiune continuă. La tratarea fenomenelor se consideră schemele echivalente ale variatorului de tensiune pentru două intervale de timp :

— intervalul I corespunzător conducţiei tiristorului principal ;

— intervalul II corespunzător blocării tiristorului principal şi conducţiei diodei de descărcare.

Considerînd ventilele cu proprietăţi ideale adică inerţie şi pierderi nule, se pot scrie relaţiile ce descriu variaţia curentului prin circuit în cele două intervale de timp

$$i = \frac{U}{R}(1-e^{-R/L\cdot t}) + I_0 e^{-R/L\cdot t} \quad \text{în intervalul I} \tag{1}$$

$$i = I_1 e^{-R/L\cdot t} \quad \text{în intervalul II} \tag{2}$$

Notînd $U/R = I_c$, I_i — valoarea impusă curentului, $T_c = L/R$, T perioada de lucru a variatorului de tensiune continuă şi $a = T_1/T$ durata relativă de conducţie a tiristorului principal, se obţin valorile, maximă şi minimă, a curentului prin sarcină sub forma :

$$I_{max} = \frac{I_c(1-e^{-aT/T_c})}{1-e^{-T/T_c}} \tag{3}$$

$$I_{min} = \frac{I_c(1-e^{-aT/T_c})\ e^{-(1-a)\,T/T_c}}{1-e^{-T/T_c}} \tag{4}$$

cu relaţia de legătură $I_i = \frac{I_{max}+I_{min}}{2}$. (5)

Pentru o valoare a curentului I_i, este de dorit ca valoarea sa maximă şi minimă să fie cît mai apropiate ; deci variaţia relativă a curentului definită în (6) să fie respectată la o valoare impusă :

$$\frac{I_{max}-I_{min}}{I_c} = \frac{(1-e^{-aT/T_c})\,(1-e^{-(1-a)T/T_c})}{1-e^{-T/T_c}} \tag{6}$$

Cu un calculator numeric s-au obţinut curbele care reprezintă variaţia relativă a curentului prin sarcină avînd ca parametri raportul T/T_c pentru diferite durate relative de conducţie (fig. 1). Se constată simetria curbelor şi maximul variaţiei relative a curentului pentru $a = 0{,}5$; deci alegerea frecvenţei de lucru şi a duratei de conducţie nu este univoc determinată impunînd o valoare pentru variaţia relativă a curentului.

Este necesar să se introducă încă o condiție pentru a preciza la fiecare valoare a curentului impus, ce valoare trebuie să aibă frecvența de lucru și durata relativă de conducție. Această condiție se poate introduce sub forma unui raport de forma (7),

$$\frac{I_i}{I_c} = \frac{(1-e^{-\alpha T/T_c})\,[1+e^{-(1-\alpha)\,T/T_c}]}{2\,(1-e^{-T/T_c}} \quad . \quad (7)$$

S-a calculat pe baza relației (7) raportul I_i/I_c reprezentat în figura 2. Pentru valori $T/T_c=0{,}1 \ldots 1{,}2$ curbele $I_i/I_c=f(\alpha)$ sînt foarte apropiate.

Cele două familii de curbe s-au tabelat și apoi s-au reprezentat grafic (fig. 3) în același sistem de axe permițîndu-se astfel determinarea parametrilor comenzii (durată relativă de conducție, perioadă), la intersecția curbelor respective variației relative a curentului și a raportului I_i/I_c.

3. **Exemplu de calcul.** Pentru $U=100$ V, $I_c=10$ A, $T_c=0{,}01$ s și impunînd $I_i=5$ A cu $\frac{I_{max}-I_{min}}{I_c}=4\%$ rezultă conform fig. 3 $\alpha=0{,}5$ și $T/T_c=0{,}145$, deci $T=0{,}00145$ s și deci $f=1/T \cong 700$ Hz.

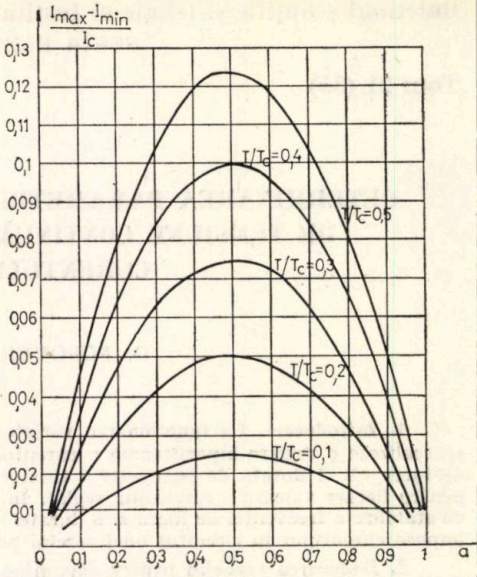


Fig. 1. Variația relativă a curentului prin sarcină a ca parametru raportul T/T_c.

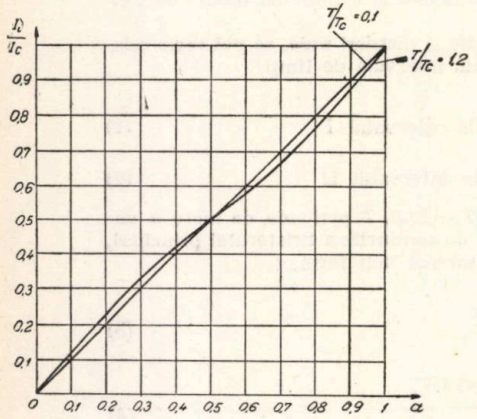


Fig. 2. Raportul I_i/I_c avînd ca parametru raportul T/T_c.

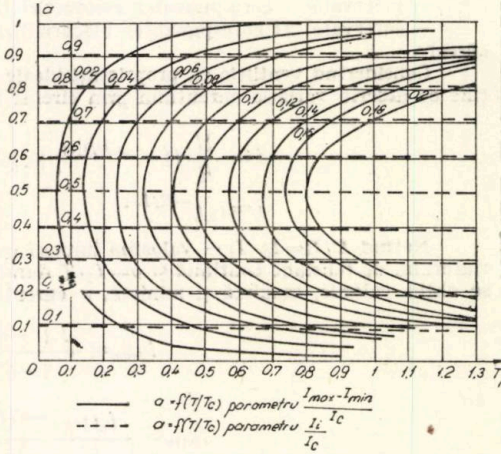


Fig. 3. Curbele pentru determinarea parametrilor comen (α și T/T_c).

BIBLIOGRAFIE

1. M. Meyer, *Mutatoare cu comutație forțată*. E. T. București 1970.
2. * * *, *Tiristornîie preobrazovateli*. Izdatelistrov Nauka Moscova 1970.

DIE BESTIMMUNG DER PARAMETER ZUR STEUERUNG DES GLEICHSTROMSTELLERS FÜR BESTIMMTE WERTE DES BELASTUNGSSTROMS

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit wird unter graphischer Form eine Methode zur Bestimmung der Arbeitsfrequenz und der Einschaltdauer für einen Gleichstromsteller, für bestimmte Werte im Stromkreis der passiven Belastung dargestellt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

BEITRAG ZUR OPTIMALEN BERECHNUNG DES HILFSSTRANGES BEI LINEARSPALTPOLMOTOREN

VON

EMA CONSTANTIN, GH. CONSTANTIN

1. **Einleitung.** Über die Wirkunksweise und einige Ausführungsmöglichkeiten von Linearspaltpolmotoren wurde in [1] berichtet. In der Arbeit [2] ist die Theorie der Maschine, ausgehend von den Eigenheiten der linearen Konstruktion im Vergleich zu dem üblichen Spaltpolmotor, dargestellt und die Kraft-Geschwindigkeit-Kennlinie berechnet. Im Motorbereich ist diese Kennlinie praktisch linear so dass der Maximalwert der Kraft beim Anlauf entsteht. Die Parameter der Hilfswicklung beeinflussen in grossem Masse den Wert der Anzugskraft so dass sich ein Optimierungsstudium als nützlich erweist.

2. **Berechnung der günstigsten Hilfsstrangparameter.** Die Hilfswicklung des Spaltpolmotors ist durch die folgenden drei Parameter gekennzeichnet : der räumliche Achsenwinkel α, der ohmsche Widerstand bzw. der relative Wert $m=R_3'/X_3'$ und die relative Spulenweite a_3/τ. Der Einfluss der verschiedenen Parameter auf die Anzugskraft ist aus dem in [2] abgeleiteten Ausdruck ersichtlich :

$$F_a=\frac{U^2\sin 2\alpha}{4\tau f\, R_2'}\cdot\frac{R_3'-GX_3'}{X_m\left|\sin^2\alpha+\dfrac{Z_1+Z_3'}{2Z_{ed}}+\dfrac{Z_1+Z_3'}{4Z_{ed}^2}\right|^2}\cdot \tag{1}$$

Um die Optimalwerte der Parameter zu bestimmen müsste man den Maximalwert der Gleichung (1) von drei Veränderlichen finden, dass jedoch kaum durchführbar ist, so dass es günstiger ist den Einfluss der Parameter einzeln zu betrachten und eventuell durch schrittweises Wiederholen die gesuchten Werte bestimmen.

Der Optimalwert des Winkels α kann einfach bestimmt werden, wenn man bemerkt dass in (1) im Nenner $\sin^2\alpha$ klein im Vergleich zu den anderen Werten ist so dass die Anzugskraft praktisch mit $\sin 2\alpha$ proportional ist und bei $\alpha=\pi/4$ maximal wird.

Um den güstigsten Wert von m zu bestimmen werden zur Vereinfachung die Parameter R_1, X_1 der Hauptwicklung vernachlässigt und der Ausdruck :

$$F_a=\frac{U^2\sin 2\alpha\, X_m}{4\tau f\, R_2' X_3'}\cdot\frac{m-G}{(1+mG+X_mX_3'^{-1}\sin^2\alpha)^2+(m-G)^2} \tag{2}$$

zur Berechnung verwendet. Es ergibt sich :

$$m=G+\sqrt{1+G^2}+\frac{X_mX_3'^{-1}\sin^2\alpha}{\sqrt{1+G^2}}\cdot \tag{3}$$

Die Abhängigkeit der Anzugskraft von dem Widerstand R_3' ist in Bild 1 dargestellt.

Der Optimalwert der relativen Spulenweite kann desgleichen aus Gleichung (2) bestimmt werden. Wenn man aber die Abhängigkeit $F_a\,(a_3/\tau)$ darstellt so hat die erhaltene Kurve kein ausgeprägtes Maximum und da bei der Linearkonstruktion die Hauptreaktanz X_m verhältnismässig klein ist ergeben sich für a_3/τ grosse, praktisch nicht verwirklichbare, Werte. Da es sich um ausgeprägte Pole handelt so kann a_3/τ entsprechend dem Winkel $\alpha=\pi/4$ gewählt werden. Bei grösseren Leistungen können auch Drehstromblechschnitte verwendet werden, wobei die Hauptwicklung auf mehrere Nuten verteilt ist. In diesem Fall ist es angebracht die Optimalwerte m und a_3/τ schrittweise zu bestimmen.

Um eine wesentlichere Verbesserung der Kraft-Geschwindigkeit-Kennlinie, d.h. die Erhöhung der ausgeübten Kraft zu erhalten, kann man einen Kondensatorhilfsstrang benützen. In diesem Fall wird die Hilfswicklung nicht als ein kurzgeschlossener Rahmen realisiert sondern als eine Spule die über einen Kondensator geschlossen ist. Der günstigste Wert der Kapazität des Kondensators kann in diesem Fall desgleichen aus (2) ermittelt werden, wo X_3' als Veränderliche betrachtet wird. Es ergibt sich :

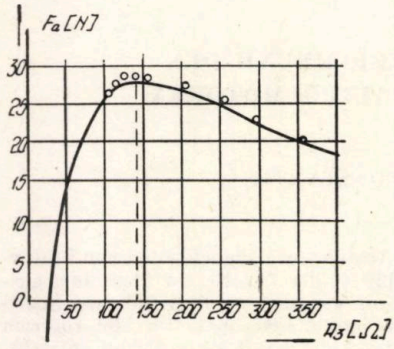


Abb. 1.

$$X'_{3e}=X'_3-\frac{1}{\omega C'}=\frac{R'_3}{G}-$$

$$-\frac{R'_3(1+G^2)+GX_m\sin^2\alpha}{G\sqrt{1+G^2}}, \qquad (4)$$

aus der C' bzw. C bestimmt wird. Die Abhängigkeit der Anzugskraft von der Kapazität bzw, der Reaktanz X_3' ist in Bild 2 dargestellt. Es ist ersichtlich dass die Kraft, im Vergleich zum Falle des kurzgeschlossenen Hilfsstranges viel grösser ist. Da die Kraft-Geschwindigkeit-Kennlinie liniar ist ergibt sich eine wesentliche Erhöhung der Kraft im ganzen Motorbereich, bzw. eine Verbesserung des Wirkungsgrades.

3. **Versuchsergebnisse.** Die erhaltenen Ergebnisse wurden an einem, im Elektromotor Werk hergestellten, Linearmotor geprüft. Die Konstruktion und die Parameter d der Maschine sind in [2] beschrieben Die erhaltenen Daten sind, für die Optimierung des Widerstandes in Bild 1, bzw. für die Benützung eines Kondensators in der Hilfswicklung in Bild 2 dargestellt. Für den Optimalwert der Kapazität wurde auch die Kraft-Geschwindigkeit-Kennlinie expe-

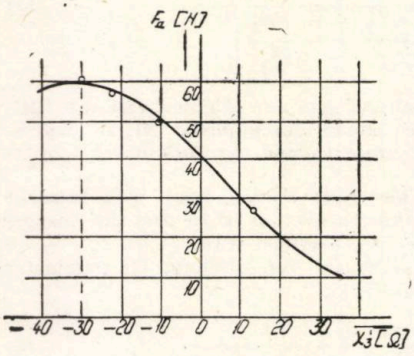


Abb. 2.

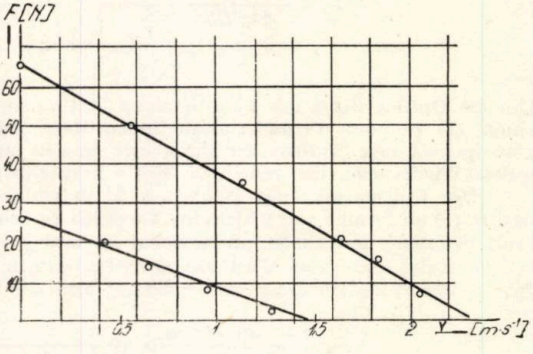


Abb. 3.

rimentell bestimmt und in Bild 3 mit der natürlichen Kennlinie vergleichen. Die erhaltenen Ergebnisse bestätigen die für die Optimalwerte abgeleiteten Ausdrücke (3) und (4) und beweisen die Möglichkeit zur wesentlichen Verbesserung der Kraft-Geschwindigkeit-Kennlinie.

LITERATURVERZEICHNIS

1. Gh. Constantin, E. Constantin, Consideraţii asupra unui nou tip de motor liniar monofazat. Electrotehnica vol. 22 (1974) nr. 1 p. 8—14.
2. Gh. Constantin, E. Constantin, Contribuţii la teoria motorului liniar monofazat cu poli ecranaţi. Buletin I.P.T. Tomul 20 (34), Fascicola 2, 1975.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

ANALIZA REZULTATELOR PROGNOZELOR DE ENERGIE ELECTRICĂ ŞI PUTERE DE VÎRF EFECTUATE PENTRU O ZONĂ DE CONSUM

DE

B. LUŞTREA, ST. KILYENI, A. BUTA, O. CRIŞAN

1. **Modul de prelucrare a datelor iniţiale.** În vederea realizării prognozei consumului de energie electrică într-o zonă de consum, datele iniţiale cuprinzînd energia anuală consumată a principalelor nouă categorii de consumatori a căror însumare furnizează totalul de consum în zonă pentru perioada 1962—1971, au fost prelucrate cu ajutorul programelor PROGW, PROGPON. În urma rulării pe calculatorul FELIX-C 256 s-au obţinut pentru fiecare consumator component 24 variante de prognoză utilizînd 4 curbe de tendinţă (liniară, pătratică, cubică şi exponenţială) referitor la trei perioade trecute (8, 9, 10 ani), datele viitoare cuprinzînd perioada 1972—1990 pentru prognoza energiei şi perioada 1972—1981 pentru prognoza ponderii.

Pentru efectuarea prognozei vîrfurilor anuale de putere, s-a procedat mai întîi la o analiză a curbelor de sarcină, utilizîndu-se în acest scop programul GRACUSA. Datele de intrare pentru acest program, le-au constituit valorile consumului orar de putere pe categorii componente de consumatori şi pentru consumul total, în ziua considerată cea mai semnificativă din an, în intervalul 1966—1972.

Din analiza curbelor de sarcină a rezultat că ele îşi păstrează în general forma în cei 7 ani, vîrful de sarcină menţinîndu-se în jurul aceleiaşi ore. În plus s-a constatat că timpul de utilizare a vîrfului de sarcină oscilează în jurul unei valori medii. Prin urmare a rezultat concluzia că este suficientă prognoza puterii de vîrf pentru consumul total, respectiv pe categorii de consumatori, celelalte puncte rezultînd din cunoaşterea formei curbei de sarcină.

Prognoza vîrfului de putere s-a efectuat utilizîndu-se metodele : directă analitică, directă globală şi bazată pe estimarea timpului anual de utilizare a vîrfului de sarcină.

Pentru fiecare din aceste metode şi pentru fiecare componentă de consum sau consumul total s-au obţinut 4 variante de prognoză cu ajutorul programului PROGW corespunzător celor 4 tipuri de curbe de tendinţă.

Atît pentru consumatorii componenţi cît şi pentru consumatorul total s-au tipărit şi trasat valorile prognozate admiţînd o certitudine de 95% pentru valori ; de asemenea s-au tipărit şi calculat indicii de calitate.

2. **Concluzii referitoare la criteriile de selectare a variantelor optime de prognoză.** În urma prelucrării comparative a rezultatelor de prognoză a rezultat că la selectarea variantelor optime trebuie să fie luate în considerare următoarele considerente :

a) variaţia în timp a consumului pentru perioada prognozată trebuie să fie în concordanţă cu dinamica consumului pe perioada trecută ;

b) în cazul menţinerii constante a structurii categoriilor de consumatori nu pot apare variaţii creştere-scădere ale tendinţei, decît în cazuri cu totul speciale, motiv pentru care variantele respective se vor exclude ;

c) se vor elimina variantele cu variaţii exagerat de rapide ale consumului, în special pentru trend de formă cubică sau exponenţială, care din cauza numărului de ani relativ mic pentru perioada trecută considerată, sînt sensibile la modificări mici ale datelor iniţiale ;

d) valoarea raportului de corelaţie trebuie să fie cît mai apropiată de 1 ; în cazul diferenţelor mici între valorile rapoartelor de corelaţie pentru diferite variante, acest criteriu nu poate fi considerat ca decisiv ;

e) valoarea coeficientului de corelaţie trebuie să fie cît mai aproape de 1, fapt ce trebuie luat în consideraţie numai după aplicarea criteriilor anterioare, el nefiind eliminatoriu ;

f) abaterea medie a ultimelor două puncte față de trend și media valorilor absolute a abaterilor ultimelor două puncte trebuie să fie cît mai mici ; este bine ca ele să difere în valoare absolută, pentru că în acest caz curba de tendință trece printre punctele ultimilor 2 ani ;

g) dispersia ultimelor trei puncte să fie cît mai mică, pentru ca tendința ultimilor ani să fie respectată de prognoză ;

h) trebuie ținut cont ca variația perioadei trecute cu 1—2 ani să nu schimbe prea mult rezultatele prognozei, deoarece stabilitatea prognozei cu variația perioadei trecute indică faptul că s-a reușit o bună aproximare a tendinței de dezvoltare.

3. **Rezultatele obținute. Concluzii.** Rezultatele sintetice selectate ca optime pentru consumul de energie sînt trecute în tabelul 1, iar pentru vîrful anual de putere în tabelul 2.

Tabelul 1

Valorile medii prognozate de energie, în u.r pentru perioada 1972—1990, referitoare la varianta optimă

Nr. crt	Tipul consumatorului	Metoda de prognoză	Anul de prognoză					Perioada trecută cons. optimă	Timpul optim de trend
			1972	1975	1980	1985	1990		
1	Forță mari consumatori	A	8,29	10,00	12,85	15,70	18,55	8	L
		B	8,20	9,84	12,47	—	—	9	E
2	Ilum. și utiliz. casnic	A	3,16	4,28	6,97	10,08	13,77	9	P
		B	3,20	4,63	7,86	—	—	8	L
3	Iluminat public	A	0,36	0,44	0,57	0,70	0,82	8	P
		B	0,35	0,44	0,60	—	—	7	L
4	Iluminat general	A	0,81	1,15	1,93	2,98	4,30	8	P
		B	0,84	1,28	1,98	—	—	7	C
5	Utiliz. forțată agric.	A	1,08	1,59	2,66	4,05	5,72	8	P
		B	1,07	1,57	2,62	—	—	8	P
6	Tracțiune el. urbană	A	0,17	0,21	0,28	0,37	0,49	9	E
		B	0,16	0,19	0,32	—	—	7	P
7	Forță mici consumat.	A	0,91	1,42	2,63	4,31	6,46	8	P
		B	0,84	1,22	2,23	—	—	9	P
8	Iluminat comerc.	A	0,34	0,44	0,62	0,82	1,04	10	P
		B	0,36	0,50	0,81	—	—	7	L
9	Irigații	A	0,14	0,25	0,49	0,82	1,23	10	P
		B	0,14	0,24	0,49	—	—	8	P
10	Consumul total	Analitic	15,29	19,94	29,05	39,88	52,42	—	—
		Global	15,23	19,77	28,58	38,95	50,90	8	P

Explicații : **A** — metoda globală; B — metoda ponderilor; L — trend linear; P — trend pătratic; C — trend cubic; E — trend exponențial.

Referitor la rezultatele cantitative obținute pentru consumul de energie se remarcă o dublare a puterii consumate în primii 7 ani ai perioadei viitoare (1971—1978), după care urmează o perioadă de dublare la 9 ani (1979—1987). Se consideră că aceste rezultate sînt în concordanță cu dezvoltarea reală a consumului și cu cele prezentate în literatura de specialitate.

Referitor la concordanța prognozei cu tendințele reale de dezvoltare ale consumului se precizează că la începutul anului 1974, au fost puse la dispoziție, datele cu privire la consumul total în 1972 și 1973, care nu au stat inițial la dispoziția prognozelor efectuate ; verificînd datele reale cu cele prognozate s-a constatat că valorile reale în 1972 și 1973 s-au găsit în interiorul treimii centrale a benzii de probabilitate ±95% a curbei de prognoză ; diferența față de curba centrală de trend a fost de 1,83% în anul 1972 și respectiv 1,21% pentru anul 1973. Aceste rezultate se apreciază a fi excelente.

Tabelul 2

Rezultate comparative ale prognozei vîrfului anual de sarcină, utilizînd diferite metode

Metoda utilizată / Anul	Metoda directă analitică simultană (la prognoza consumurilor componente s-au considerat puterile de la ora 19) %	Metoda directă globală simultană (la prognoză s-au considerat valorile puterilor consumului total de la ora 19) %	Metoda directă globală (la prognoză s-au considerat vîrfurile anuale reale ale consumului total) %	Timpul anual de utilizare a vîrfului de sarcină estimat T_{max} [h]	Vîrful anual determinat cu T_{max} %	Metoda directă analitică nesimultană (la prognoza consumurilor componente s-au considerat vîrfurile reale de putere indiferent de ora cînd acestea apar). %	Metoda directă globală nesimultană (la prognoză s-a utilizat suma vîrfurilor consumurilor componente). %
1973	100	100,233	100,430	4 055	101,331	104,604	104,764
74	100	99,331	101,450	4 085	101,806	104,464	104,796
75	100	98,279	102,053	4 117	102,129	104,478	105,080
76	100	97,074	102,271	4 145	102,402	104,580	105,561
77	100	95,763	102,185	4 175	102,474	104,470	106,247
78	100	95,343	102,896	4 205	103,519	106,115	108,232
79	100	92,853	101,229	4 235	102,278	105,285	108,125
80	100	91,276	100,422	4 265	101,984	105,570	109,284
Valoare medie	100	96,269	101,617	—	102,24037	104,94575	106,5112

Din analiza rezultatelor obținute pentru vîrful de putere prin diverse metode rezultă următoarele concluzii :

— rezultatele oferite de metodele ce iau în considerare valorile simultane ale puterilor sînt foarte apropiate între ele,

— aceeași caracteristică o prezintă și valorile corespunzătoare metodelor ce consideră puterile nesimultane,

— utilizarea lui T_{max} estimat și a valorilor prognozate ale energiei duce la rezultate foarte bune pentru vîrful anual,

— vîrful nesimultan depășește vîrful simultan cu valori cuprinse între (3—9)% și se apreciază că este corespunzătoare unei valori medii de 6,5% pentru diferența dintre cele două vîrfuri.

În final se apreciază că metodologia prezentată a cărei idee directoare o formează obținerea mai multor variante posibile și selectarea celei optime pe baza criteriilor expuse, constituie o bază științifică, cu grad ridicat de certitudine, pentru prognoza consumului de energie electrică și putere de vîrf.

L'ANALYSE DES RÉSULTATS DES PROGNOSES DEL'ÉNERGIE ÉLECTRIQUE ET DE LA PUISSANCE DE PIC, EFFECTUÉSS POUR UNE ZONE DE CONSOMMATION

(RESUMÉ)

À l'aide du calculateur FELIX C 256 on réalise la prognose de l'énergie électrique et de la puissance de pic, pour une zone de consommation. Les résultats obtenus ont un haut degré de certitude, chose qu'on a verifiée en pratique. Y on présente des conclusions utiles rapportées aux activités de prognose de l'énergie et de la puissance électrique.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

IMPROVEMENT OF BRAKE CONDITIONS BY POWER RETRIEVING IN ELECTRIC TRACTION WITH D.C. SUPPLY

BY

V. VĂZDĂUŢEANU

Introduction. Two laboratory stands conceived on the base of actual models which may be arranged in structures suitable for the study (with some approximations) of some of the chief problems for the Electric Traction are achieved at the Electrotechnical Faculty of Timişoara. One of the laboratory stands is designed for the electrical power supply part and allows studies and complex researches in connection with the following main problems :

— The determination of the solutions for the achievement of the contact line and of the traction stations, the characteristics and the initial datas of a certain transport system, being known.

— The study of the harmonic vibrations, of the assymmetries, of the influence of traction current on the telecommunication installations in the neighbourhood of the trackage, and the study of the track circuit.

On the second stand, shown in figure 1 it is possibly to to carry studies and researches regarding some problems of electrical traction equipement : The Starting, The Electrical Brake Operation, The Movement Regulation, Operation at Adhesion Limit, The Determination of the Traction and Braking Forces, The Power Balance Sheet, The Determination of the Automation Conditions. The stand makes possible the installation of the d.c. traction engines or the asynchronous motors with short circuited rotor and it has the general structure given in tab. 1. In d.c. supply, the stand allows the drawing of some of characteristics which are specific for those

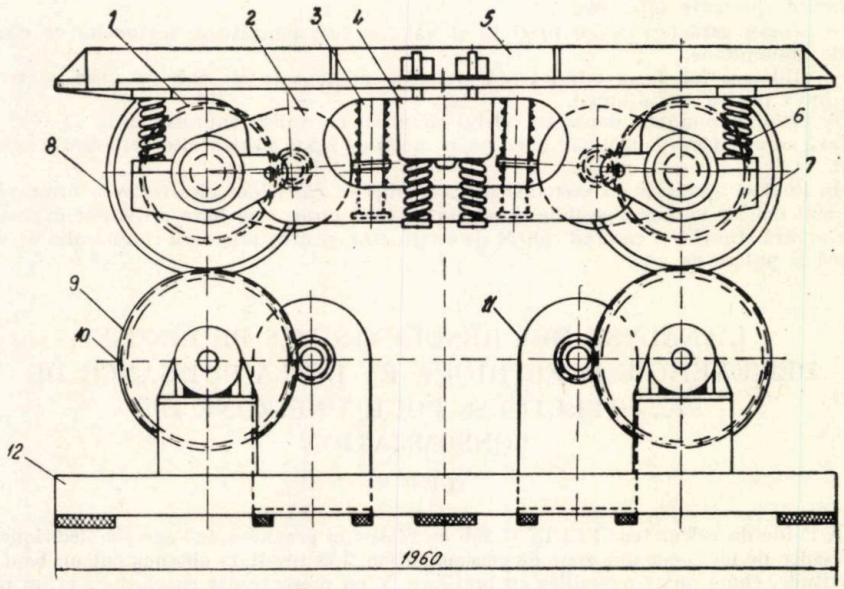


Fig. 1.

Supply	d.c.	1 ~, 50 Hz
Static installation for electric power conversion	rheostat; converter d.c. — d.c.	regulating transformer → commanded rectifier → frecvency converter
Traction engines	d. c engines	asynchronous motors

cases in which the electric power supply of the traction equipement is made in the following ways : Contact line supplied in d.c., Electro-chemical Sources or Fuel cells, Diesel engine — d.c. generator, Diesel engine — Synchronous generator — Rectifier [2], [3], [4].

Improvoments of the study of the power retrieving braking. Using the stand shown in figure 1 achieved is the braking scheme with power retrieving from figure 2 in which both, the three diodes (D_1, D_2, D_3) and the exciter maintain their connexions unchanged in the traction state and also in the braking state by power retrieving [1].

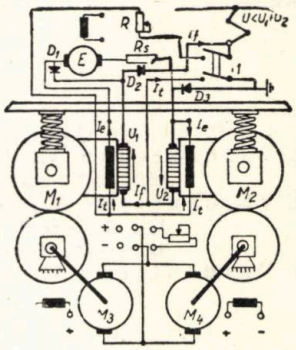
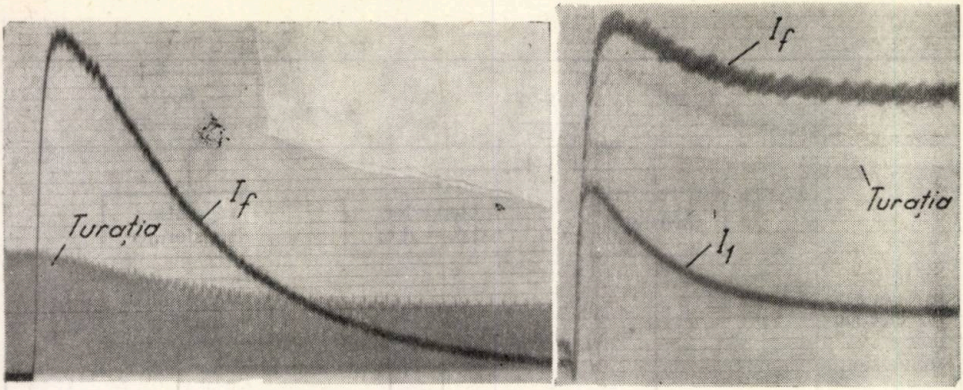


Fig. 2

The shiftfrom one state to the other is achieved in a simpler way, only by acting switch 1. The experimental study is achieved supposing that the traction engines are supplied from the network and also from the accumulator battery which is charged during the braking by power retrieving. The study of braking has been achieved with the help of some oscillograms like these presented in figure 3 in which, for a certain value of the exciting current are recorded: the rotative speed (which, in figure 3b, is maintained steady) the recover current, I_f and in figure 3b, I_1 through the machines M_3 and M_4 which are in motor state. Therefore, the oscillograms from figure 3b represent au operation state characterized by a certain rotative speed and a certain exciting current.

The braking by power retrieving of a vehicle, with two engines, in case shown in figure 2 is limited by the condition : $U \leqslant 2U_m$ (where U is the vehicle supply voltage and U_m is the maximum voltage of an engine functioning in generator state at minimum rotative speed and maximum exciting current. The study shows that using the method presented here it may be obtained a stable state of braking by power retrieving from the maximum speed (v_m), up to at least half the rating speed (v_n) of the vehicle ($v_m = 1{,}25\ v_n$), that is exactly the range in within difficulties occur in the brake systems based on friction, during long time operation. The simplity in construction and exploition makes this solution more advantaglous than the schemes of braking by power retrieving experimented till now in the case of traction with d.c. contact line.

Conclusion. The braking by power retrieving studied in this report presents some advantages at the vehicles with supply from the contact line, but especially at those with supply from



a b

Fig. 5.

electro-chemical sources. From these advantages the most important is : The safety in function. The safety is the result of the simplity of the traction equipement scheme. In order to specify more exactly the ranges in which technical and economical advantages may be obtained the braking by power retrieving, studied in this report has been compared, with the regulation and the braking by power retrieving achieved at electrical equipements of traction with converter d.c. — d.c. (chopper).

It results that the solution presented here is indicated in follwing cases :

a) for vehicle with power higher than 100 kW;

b) if the specific power consumption in the case of the braking scheme presented in this report don't exceed with more than 15 percentage (15%) the specific power consumption at the equipement with converter d.c. — d.c., in the same (identic) conditions of transport achievement.

REFERENCES

1. D.B.P. 110 5456 (Licenţia — N. Kliemann).
2. Văzdăuţeanu V., Metodă de calcul pentru aprecierea eficienţei aplicării frînării prin recuperare de energie. Timişoara, Bul. şt. şi teh., Tom 24, 1965.
3. Văzdăuţeanu V., Seracin E., Frînarea prin recuperare de energie la echipamentele electrice de tracţiune în curent continuu cu mototare cu excitaţie în sine. Bucureşti, Revista Transporturilor vol. 10 (1963), nr. 5.
4. Văzdăuţeanu V., Tracţiunea electrică. Institutul politehnic Timişoara 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

FUNCŢIA DE RĂSPUNS TRANZITORIU LA LINIA CU REACTOR TRANSVERSAL

DE
M. NEMEŞ

1. **Introducere.** Într-o lucrare anterioară [1], autorul prezintă o metodă originală pentru calculul funcţiei de răspuns tranzitoriu la linia alimentată de la un sistem de putere infinită cu impedanţă terminală, în ipoteza neglijării pierderilor la linie. În ideea reducerii ipotezelor simplificatorii prin considerarea pierderilor la linie (independente de frecvenţă) se dezvoltă modelul matematic al funcţiei de răspuns la o excitaţie treaptă unitate. Exemplificarea s-a făcut în regim trifazat pentru conectarea simultană a celor trei faze, iar verificarea cu ajutorul analizorului tranzitoriu de reţea.

2. **Modelul matematic al funcţiei de răspuns.** Ipotezele simplificatorii acceptate la considerarea liniei sînt următoarele : influenţa săgeţii conductoarelor şi a stîlpilor este neglijabilă ; simetria parametrilor lineici datorită transpunerii ; solul se consideră mediu izotrop pentru întreaga lungime a aliniamentului ; se neglijează influenţa părţii din oţel a conductorului OL—AL şi construcţia multifilară a acestuia ; conductanţa de izolaţie — nulă ; se neglijează efectul de proximitate dintre conductoare şi între conductoare şi pămînt.

La considerarea reactorului s-a admis o structură discontinuă de tip impedanţă.

În operaţional ecuaţia diferenţială de ordinul doi a tensiunilor este

$$\frac{d^2}{dx^2}[U]=[Z][Y][U]=[\gamma]^2[U] \tag{1}$$

Aplicînd o transformare în componente α, β, 0 ecuaţia (1) devine

$$\frac{d^2}{dx^2}[U_t]=[\gamma_t]^2[U_t] \tag{2}$$

ezultînd soluţia în componente transformate, de forma

$$U=\frac{1}{p}\,\frac{\exp[-\gamma(l-x)]-\delta\exp[-\gamma(l+x)]}{1-\delta\exp(-2\gamma l)} \tag{3}$$

$$\delta=\frac{R-(pA+p^2C)}{R+(pB+p^2C)}\quad A=2L\left(R_r\sqrt{\frac{C}{L}}-1\right);\quad B=2L\left(R_r\sqrt{\frac{C}{L}}+1\right);\quad C=2LL_r\sqrt{\frac{C}{L}}$$

sau, sub o altă formă,

$$U=\frac{1}{p}\left\{\sum_{n=0}^{\infty}\delta^n\cdot\exp\left\{-\frac{1}{2}R\sqrt{\frac{C}{L}}\,[(2n+1)\,l-x]\right\}\exp\left\{-p[(2n+1)\,l-x]\sqrt{LC}\right\}-\right.$$

$$\left.-\sum_{n=0}^{\infty}\delta^{n+1}\cdot\exp\left\{-\frac{1}{2}R\sqrt{\frac{C}{L}}\,[(2n+1)\,l+x]\right\}\exp\left\{-p\,[(2n+1)\,l+x]\sqrt{LC}\right\}\right\}. \tag{4}$$

Originalul imaginii U se obţine

$$f(x,t)=\sum_{n=0}^{\infty}\exp\left\{-\frac{1}{2}R\sqrt{\frac{C}{L}}\,[(2n+1)\,l-x]\right\}\Phi_n\,\{t-[(2n+1)\,l-x]\sqrt{LC}\}-\sum_{n=0}^{\infty}\exp\left\{-\right.$$

$$\left.-\frac{1}{2}R\sqrt{\frac{C}{L}}\,[(2n+1)\,l+x]\right\}\Phi_{n+1}\,\{t-[(2n+1)\,l+x]\sqrt{LC}\} \tag{5}$$

unde Φ_n se determină cu relaţia recursivă

$$\Phi_n(t')=-\Phi_{n-1}(t')+D\exp(p_1t')\int_0^{t'}\Phi_{n-1}(\theta)\exp(-p_1\theta)\,d\theta+E\exp(p_2t')\int_0^{t'}\Phi_{n-1}(\theta)\exp(-p_2\theta)\,d\theta, \tag{6}$$

$$D=\frac{(B-A)\,p_1+2R}{2p_1C+B};\quad E=\frac{(B-A)\,p_2+2R}{2p_2C+B};\quad p_{1,2}=\frac{-B\pm\sqrt{B^2-4CR}}{2C};\quad t'=t-[(2n+1)\,l\pm x]\sqrt{LC}$$

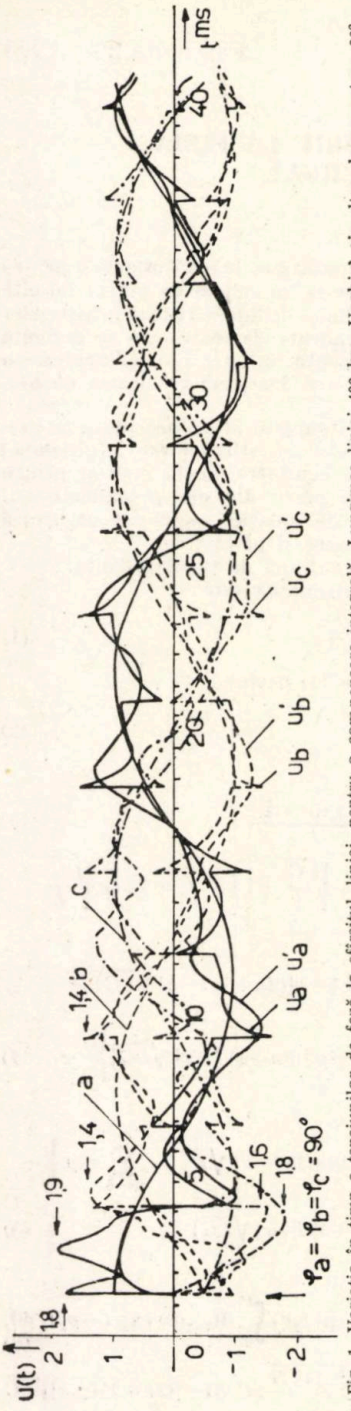


Fig. 1. Variația în timp a tensiunilor de fază la sfîrșitul liniei, pentru o compensare integrală. Lungimea liniei 400 km. Unghiul simultan de conectare 90°, u_a, u_b, u_c — valori determinate prin calcul; u'_a, u'_b, u'_c — valori determinate cu analizorul tranzitoriu de rețea.

3. **Exemplu de calcul și verificarea rezultatelor prin metoda analogică.** Exemplul de calcul se referă la o linie de 400 kV cu lungimea de 400 km, cu reactor transversal la capătul în gol. Reactorul este conectat direct la linie. Calculele s-au executat cu ajutorul calculatorului numeric IRIS-50 în regim trifazat, utilizîndu-se integrala Duhamel

$$[u(x,t)] = [f(x,t)]\,[u(l,0)] + \int_0^t [f(x,t-\theta)]\,[u'(l,\tau)]\,d\theta. \quad (7)$$

Verificarea experimentală s-a realizat cu ajutorul analizorului tranzitoriu de rețea, a cărui descriere este prezentată în [2].

Rezultatele sînt prezentate în fig. 1.

4. **Concluzii.** Compararea rezultatelor obținute prin cele două metode relevă următoarele aspecte esențiale: concordanța cantitativă și calitativă este bună, diferențele calitative datorîndu-se ipotezei independenței de frecvență a pierderilor la linie. Dacă diferențele între evoluții sînt mai mari la începutul procesului, acestea scad pe măsura creșterii timpului deoarece amplitudinea armonicilor de ordin superior scade substanțial după prima perioadă. Față de rezultatele obținute prin calcul în [1] s-a înregistrat o apropiere cantitativă mai bună prin considerarea pierderilor longitudinale la linie.

BIBLIOGRAFIE

1. Nemeș M., Teodorescu E., Funcția de răspuns tranzitoriu la linii electrice cu elemente terminale concentrate de tip impedanță, Studii și cercetări de energetică și electrotehnică, București, 1972, tom 22, nr, 4, pp. 903—912.
2. Nemeș M., Analiza fenomenelor tranzitorii de comutație în rețelele electrice cu elemente terminale de tip reactor transversal și autotransformator, teză de doctorat, Institutul Politehnic „Traian Vuia" Timișoara, 1975.

TRANSIENT RESPONSE FUNCTION FOR THE LINE WITH SHUNT TERMINATED REACTOR

(ABSTRACT)

The paper presents a newmethode to refer by determination of transient response function for a step function tension in the line with shunt terminated reactor. Numrical results are accompanied with experimental tests by the transient network analyzer (TNA).

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA ELECTROTEHNICĂ
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

PROIECTAREA ŞI CONSTRUCŢIA UNUI ÎNTRERUPTOR ULTRARAPID DE CURENT CONTINUU

DE
AL. VASILIEVICI, E. BACS

Instalaţiile electrice cu ventile şi îndeosebi cele cu ventile semiconductoare trebuie prevăzute cu aparate care să asigure, în caz de avarii, protecţia ventilelor împotriva supracurenţilor. Din cauza capacităţii termice scăzute a ventilelor semiconductoare, instalaţiile electrice cu astfel de ventile trebuie prevăzute cu aparate de protecţie rapide. Aceste aparate trebuie să asigure întreruperea curentului de scurtcircuit într-un interval mai mic decît o semiperioadă.

Este ştiut că suma timpului de întîrziere a deconectării şi a duratei arcului electric este de ordinul de mărime de la 50 ms pînă la 150 ms la întreruptoarele de înaltă tensiune. La întreruptoarele de joasă tensiune acest timp depinde mult de construcţia întreruptorului; timpi totali de 10—15 ms sînt realizabili. Întreruptoarele ultrarapide cu tiristoare au timpi de deconectare de ordinul zecilor de μs, ceea ce corespunde pentru protecţia tiristoarelor din blocul de redresare.

Întreruptorul ultrarapid proiectat are următoarele date iniţiale: $I_n = 100$ A; $U_n = 220$ V; curent de suprasarcină reglabil 50—100 A, curent de scurtcircuit 140 A.

Schema întreruptorului este prezentată în fig. 1. Congifuraţia circuitului de forţă prezentată în partea stîngă a figurii cuprinde două tiristoare (T_1 şi T_2), o diodă D_1, o inducti-

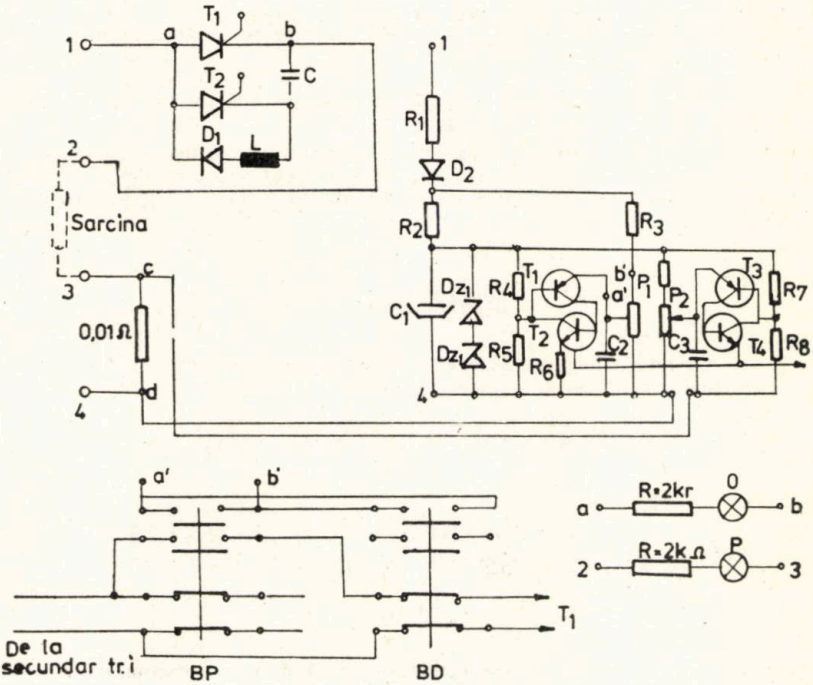


Fig. 1. Schema circuitului de forţă şi a blocului de comandă şi protecţie al întreruptorului ultrarapid de curent continuu.

vitate L și o capacitate C. Utilizîndu-se tiristoare de tipul T 70 F 900 EE c s-au calculat pentru parametrii L și C ai circuitului [1] valorile : $L=60{,}4$ μH și $C=0{,}67$ μF. Deconectarea circuitului de curent continuu se realizează cu ajutorul tiristorului de stingere T_2, condensatorului de comutație C, bobinei L și diodei D_1. Pentru comanda tiristoarelor s-a proiectat un generator de impulsuri cu TUJ [2] care nu a putut fi realizat practic din cauza lipsei tranzistoarelor unijocțiune. S-a conceput astfel o schemă originală de comandă și protecție, prezentată în partea dreaptă a fig. 1, în care grupurile de tranzistoare T_1, T_2 și T_3, T_4, înlocuiesc tranzistoarele unijonctiune. Tranzistoarele folosite sînt de tipul BC 107 și BC 177, iar diodele Zenner folosite sînt de tipul D_2 309. Pentru rezistențele din schemă s-an calculat următoarele valori :

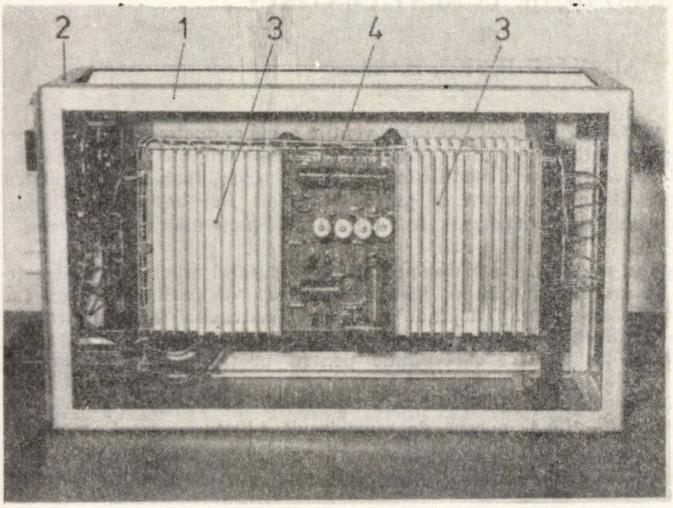


Fig. 2. Realizarea practică a întreruptorului ultrarapid de curent continuu cu tiristoare : *1* — scheletul metalic ; *2* — panoul frontal ; *3* — tiristorul cu corpul de răcire ; *4* — blocul de comandă.

$$R_3=R_4=R_7=R_8=1\ \text{k}\Omega\ ;$$

$$R_5=R_6=3\ \text{k}\Omega\ ;$$

$$R_1=3{,}92\ \text{k}\Omega\ ;$$

$$R_2=120\ \text{k}\Omega\ ;$$

$$R_9=0{,}01\ \Omega$$

cele două potențiometre :

$$P_1=P_2=5\ \text{k}\Omega$$

iar condensatoarele :

$$C_1=100\ \mu\text{F};$$

$$C_2=C_3=0{,}5\ \mu\text{F}.$$

Blocul de comandă al întreruptorului a fost realizat pe o placă cu circuit imprimat. Realizarea practică a întreruptorului ultrarapid proiectat, respectiv circuitul de forță și blocul de comandă într-un tot unitar este prezentată în fig. 2.

Destinat în principal pentru protecția la suprasarcină și scurtcircuit a mutatoarelor cu elemente semiconductoare, întreruptorul ultrarapid realizat este un aparat de construcție originală, calculat după o metodică de proiectare stabilită în lucrare, cu schema blocului de comandă de concepție proprie.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Matlac, Comutația forțată cu condensator la convertoarele de curent continuu-impuls cu tiristoare, Teză de doctorat, Timișoara, 1969.
2. * * * „*Praktische elektronik für alle*“, nr. 3, 1975.
3. I. Ponner, *Electronică industrială*, Editura didactică și pedagogică, București, 1972.

LE CALCUL ET LA CONSTRUCTION D'UN INTERRUPTEUR ULTRARAPIDE DE COURANT CONTINU

(RÉSUMÉ)

On présente dans le travail l'établissement du projet et la construction d'un interrupteur ultrarapide, de courant continu à thyristors, d'une construction originale, déstiné pour la protection à surcharge des mutateurs avec des éléments semiconducteurs.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

GRAFURI ASOCIATE REŢELELOR INELARE DE ALIMENTĂRI CU APĂ*

DE

N. BOJA şi EUGENIA FILIMON

Dacă în datele unui proiect de alimentare cu apă intră trama stradală a ansamblului urban, deci lungimile şi poziţia conductelor reţelei sînt fixate anticipat, stabilirea celor ma avantajoase trasee ale conductelor principale în reţea reprezintă o problemă incertă.

Pe de altă parte la o reţea în exploatare intervenind necesitatea amplasării unor noi consumatori, se pune problema de a cunoaşte traseul pe reţea, cu cele mai mari posibilităţi de satisfacere. Aceasta în cele din urmă însemnează găsirea drumurilor de valoarea maximă în ipoteza de funcţionare a unei reţele în ora de maxim consum respectiv în ora de minim consum (tranzit).

Pentru simplificare se vor considera două situaţii distincte :

A) Reţea cu rezervor de trecere (fig. 1).

B) Reţea cu contrarezervor (fig. 2).

Ambele cazuri reprezintă o tramă stradală corespunzătoare unei reţele inelare cu 9 (nouă) noduri şi 12 tronsoane.

Pentru cazul A, repartiţia debitelor este făcută pentru ora de maxim consum, iar în cazul B pentru ora de consum minim.

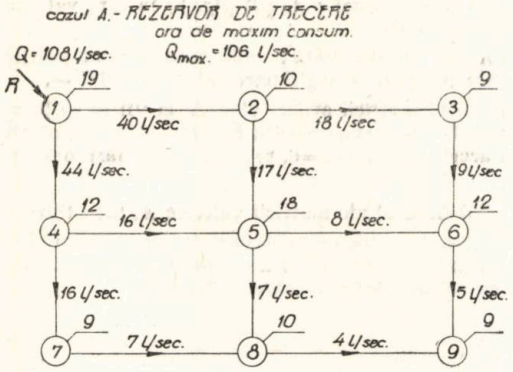


Fig. 1.

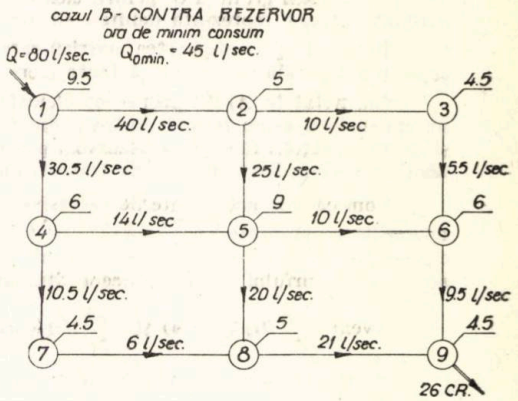


Fig. 2.

Stabilirea traseelor principale pentru fiecare din cele două alternative se face utilizînd teoria grafurilor. Pentru a răspunde acestei probleme este neceasr a le încadra în limbajul adecvat teoriei grafurilor. Astfel graful ataşat acestei reţele în ambele cazuri este un graf de tip Konig-Berge, adică o pereche de forma : $G=(X, \Gamma)$ unde $X=\{x_1, x_2 \ldots, x_9\}$ este mulţimea vîrfurilor (reprezentînd nodurile reţelei), iar Γ o aplicaţie multivocă a lui X în X avînd următoarele submulţimi — imagine nevide : $\Gamma(x_1)=\{x_2, x_4\}$, $\Gamma x_2=\{x_3, x_5\}$, $\Gamma x_3=\{x_6\}$, $\Gamma x_4=\{x_5, x_7\}$, $\Gamma x_5=\{x_6, x_8\}$, $\Gamma x_6=\{x_9\}=\Gamma x_8$, $\Gamma x_7=\{x_8\}$.

* Rezultatele comunicate la Sesiunea ştiinţifică a cadrelor didactice din I.P.T. la data de 17 iunie 1974.

Se poate enunța, pentru G următoarea *proprietate :* orice vîrf nenodal al grafului G este un vîrf periferic.

În adevăr, complementara mulțimii vîrfurilor nodale, $C_N = X\text{-}N$ este formată numai din vîrfuri de ecartament $e(y) = 4$, $\forall y \in C_N \ldots$ aceasta ne spune că diametrul grafului G este egal cu 4. Fie $M_x \in X = \max e(x)$. Vom nota prin $S_p = \{x/x \in X : e(x) = M\}$ mulțimea vîrfurilor periferice. Rezultă că, deoarece vîrfurile lui C_N au ecartamentul maxim, avem $M = 4$ și deci $S_p = C_N$ ceea ce demonstrează proprietatea. În plus, cum minimul ecartamentelor vîrfurilor $x \in X$ este 2 și x_5 este singurul vîrf cu acest ecartament, rezultă că centrul grafului este $C = \{x_5\}$, iar raza este 2.

Dintre numeroasele probleme relative la o asemenea rețea de transport care pot fi rezolvate utilizînd metodele cunoscute din teoria grafurilor, ne oprim la aceea a determinării drumurilor de valoare maximă în cazul cînd valorizarea arcelor mulțimii X se face cu debite de tranzit pe tronsoanele rețelei.

Această alegere este sugerată pe de o parte prin aceea că, din punct de vedere matematic, valorizarea arcelor trebuie să se facă cu mărimi constante, iar debitele de tranzit sînt singurele care au această proprietate, pe fiecare tronson ; pe de altă parte, din punct de vedere economic. prin aceea că aceasta este factorul principal de care se ține seama atunci cînd se întocmesc planurile de prespectivă și chiar prognozele legate de extinderile ulterioare ale rețelei odată cu construirea unor noi microraioane, ori de exploatarea sporită a celei existente — odată cu racordarea unor consumatori suplimentari. În adevăr, sporirea debitului de consum pe un tronson oarecare este posibilă numai dacă debitele de tranzit pe tronsoanele incidente spre exterior cu nodul său din amonte permit acest lucru.

Fie deci $G = (S, U)$ graful asociat rețelei considerate, pentru care $|S| = 9$ și în care vîrful $x_1 \in S$ nu are ascendenți, reprezentînd nodul de intrare al rețelei iar vîrful $x_9 \in S$ nu are descendenți, reprezentînd nodul de ieșire (cazurile A și B din punct de vedere al grafurilor nu diferă, doar la matricea valorică).

În acest sens se interesează în primul rînd drumul $\mu = [x_1, \ldots, x_9]$ de valoare maximă în G, dar nu sînt lipsite de importanță nici alte drumuri $[x_k, \ldots, x_l]$ $(k > 1,\ l < 9)$ de valoare maximă.

În orice caz drumurile de valoare maximă căutate vor fi toate drumuri elementare deoarece graful nu are circuite.

Să asociem grafului G, pentru cazul A, matricea valorică : $A_t(G)$ (fig. 3) în care valorile atribuite arcelor reprezintă debitele de tranzit ale rețelei.

În ceea ce privește partea matricii care conține valorile finite nenule, aceasta are o poziție supradimensională în sensul că toate elementele matricii triunghiulare inferioare sînt —.

Am notat în $A_t(G)$ prin $-\infty$ elementul v_{ij} al matricii atunci cînd de la vîrful x_i la x_j nu există în G drum format dintr-un singur arc. De asemenea pentru fiecare buclă (x_i, x_i) cît și (în cazul rețelei fără contrarezervor) pentru arcele $(x_\infty; x_9)$ $(\alpha = 6, 8) \ldots$ (x_9 fiind fără descendenți) am considerat debitul de tranzit nul.

Vom calcula acum puterile succesive $A_t^{\lambda}(G)$ $(\lambda < 9)$ ale matricii valorice $A_t(G)$ utilizînd operațiile generalizate : $a \dot{\times} b = a + b$, $a \dot{+} b = \max\{a, b\}$, care potrivit unei teoreme [3], p. 103 cunoscute, conține toate valorile maxime ale drumurilor formate din cel mult λ arce la intersecția liniei vîrfului din care începe drumul cu coloana celui în care se termină.

Avem $A_t^{(2)}(G)$ (fig. 4) și $A_t^{(3)}(G)$ (fig. 5).

Pentru calculul lui $A_t^{(4)}(G)$ se poate folosi formula $A_t^{(3)}(G) \times A_t(G) = A_t^{(4)}(G)$; sau, în baza asociativității ; $A_t^{(2)}(G) \times A_t^{(2)}(G) = A_t^{(4)}(G)$, caz în care pentru drumul 1—9 trebuie folosită pentru G concatenarea racordînd drumurile [1, 2, 3] și [3, 6, 9]. Vom reține doar prima

2 2 2,3 4 2,5 2,3,6

linie $A_t^{(4)}(G) \Leftrightarrow 1$ [0 35 44 32 43 47 39 45 47]. Puterile $A_t^{(5)}(G)$, ... coincid cu $A_t^{(4)}(G)$, ceea ce și corespunde faptului că drumurile căutate sînt formate din cel mult patru arce (așa cum rezultă din propeietatea lui G demonstrată la pct. I : graful G are diametrul egal cu 4) și, deoarece toate drumurile de valoare maximă compuse chiar din 4 arce îl au pe x_1 ca vîrf inițial, a fost suficient să păstrăm în $A_t^{(4)}(G)$ doar prima linie.

$A\ (G)$.... cazul A

0	35	-∞	32	-∞	-∞	-∞	-∞
	0	9	-∞	8	-∞	-∞	-∞
		0	-∞	-∞	3	-∞	-∞
			0	7	-∞	7	-∞
				0	2	-∞	2
					0	-∞	-∞
	-∞					0	2
							0

Fig. 3.

$A_t^2(G)$.....cazul A

0	35	2 **44**	32	2 **43**	-∞	4 **39**	-∞
	0	9	-∞	8	3 **12**	-∞	5 **10**
		0	-∞	-∞	3	-∞	-∞
			0	7	5 **9**	7	5 7 **9**
				0	2	-∞	2
					0	-∞	-∞
	-∞					0	2
							0

6 **3**
6 8 **2**
8 **2**

Fig. 4.

$A_t^3(G)$..... cazul A

0	35	2 **44**	32	2 **43**	2 3 **47**	4 **39**	2 5 **45**
	0	9	-∞	8	3 **12**	-∞	5 **10**
		0	-∞	-∞	3	-∞	-∞
			0	7	5 **9**	7	5 7 **9**
				0	2	-∞	2
					0	-∞	-∞
	-∞					0	2
							0

-∞

6 **3**
5 6/5 8/7 8 **9**
6 8 **2**
8 **2**

Fig. 5.

$B\ (G)$..... cazu B

0	35	-∞	24 5	-∞	-∞	-∞	-∞
	0	55	-∞	20	-∞	-∞	-∞
		0	-∞	-∞	35	-∞	-∞
			0	10	-∞	6	-∞
				0	6	-∞	17
					0	-∞	-∞
	-∞					0	4
							0

-∞

-∞
-∞
-∞
-∞
-∞
8
-∞
18

Fig. 6.

Astfel, se citește pe aceasta că, drumul de valoare maximă al grafului este $\mu_A=[1, 2, 3, 6, 9]$, avînd valoarea 47. Această valoare reprezintă suma debitelor de tranzit pe tronsoanele care compun drumul ; evident, ea însăși nu constituie un debit pentru că nu se referă la o anumită secțiune a conductelor rețelei.

Drumul maxim din orice alt mod x_k ($k\neq 1$) în x_9 avînd cel mult trei arce, poate fi citit în $A_t^{(3)}(G)$. Așa de exemplu, drumurile de valoare maximă din x_4 în x_9 sînt : $[x_4, x_5, x_6, x_9]$, $[x_4, x_5, x_8, x_9]$ și $[x_4, x_7, x_8, x_9]$ toate trei avînd valoarea 9.

Pentru cazul cînd rețeaua include și un contrarezervor, considerăm următoarea matrice a valorilor (cazul B) : $B_t(G)$ (fig. 6), $B_t^2(G)$ (fig. 7).

$B_t^2(G)$..... cazul B

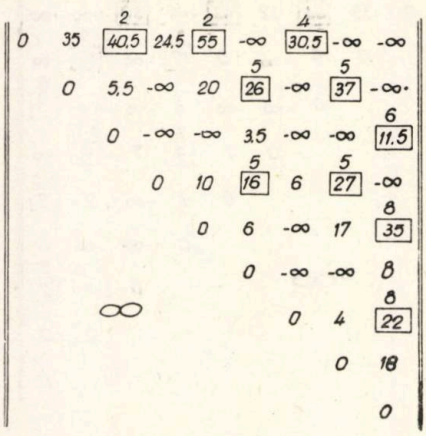


Fig. 7.

$B_t^3(G)$..... cazul B

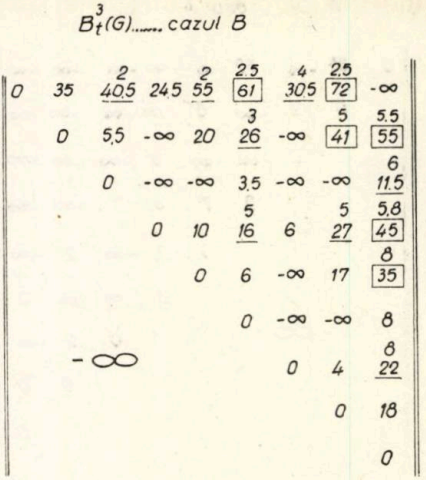


Fig. 8.

Puterile succesive ale acestei matrici $B_t(G)$ calculate analog cu cele din cazul A, vor fi
2 2 2,5 4 2,5 2, 5, 8

în fig. 7 și 8, $B_t^3(G)$ și $B_t^4(G) \Leftrightarrow 1$ [0 35 40,5 24,5 55 61 30,5 72 90]. Aici drumul de valoare maximă este $\mu = [1, 2, 5, 8, 9]$ având valoarea 90.

Concluzii. Una dintre problemele de optimizare sursă-consumator ce pot fi exprimate prin grafuri, este și alegerea traseului optim în cadrul unei distribuții zonale cînd avem de-a face cu o sursă și n consumatori.

Practic, prin metoda utilizată în lucrare se obține traseul rețelei cu posibilități de exploatare maximă.

BIBLIOGRAFIE

1. A b r a m o v, N. N., *Teoria i metodica raşciota sistem podaci i raspredelenia vodî*, I. L. S. Moskva, 1972.
2. B e r g e, C., *Théorie des graphes et ses applications*, Dunod, Paris, 1967 (ed. rom. — Buc. 1969).
3. I o n e s c u, T., *Grafuri — aplicații*, vol. I, Ed. Did. și Ped., București, 1973.

GRAPHEN ZUR BERECHNUNG DER RINGNETZE ZUR WASSERVERSORGUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der vorliegenden Arbeit wird eine mathematische Methode zur Bestimmung der vorteilhaftesten Trasseen der Hauptleitungen bei dem Entwurf eines Wasserversorgungsnetzes dargeboten. Das Verfahren bietet auch die Möglichkeit der optimalen Einschaltung einiger ursprünglich nicht vorgesehener Verbraucher eines bestehenden Netzes.

Das Verfahren wird an dem Beispiel eines Ringverteilungsnetzes für zwei Fälle erläutert (Netz mit Übergangsreservoir für die Maximalverbrauchsstunde und Netz mit Gegenreservoir für die Minimalverbrauchsstunde).

Dem Netz wurde ein Graph unter Matrietzenform asoziert und nach erwähntem Theorem der belastete Weg berechnet.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

UTILIZAREA FIBRELOR DE STICLĂ ÎN CONSTRUCŢII

DE

I. CADAR, AGNETA SZENTKIRALYI, AURORA-LIA FLOREA

I. **Introducere.** Cercetările întreprinse în ultimul timp în domeniul materialelor de construcţii, urmărind îmbunătăţirea proprietăţilor lor sau crearea unor noi materiale, pun un accent deosebit pe posibilităţile utilizării fibrelor de sticlă la armarea mortarelor şi betoanelor [6].

Asocierea dintre piatra de ciment şi fibrele de sticlă este posibilă [4], rezultînd noi materiale de construcţii. Crearea produselor de azbociment, obţinute prin asocierea fibrelor de azbest cu piatra de ciment reprezintă un început în domeniul materialelor de construcţii cu structură fibroasă. Utilizarea fibrelor de sticlă permite înlocuirea parţială sau totală a azbestului — material provenit din import — precum şi obţinerea de noi materiale cu performanţe tehnice superioare celor clasice. Fibrele de sticlă sînt mai ieftine decît fibrele de azbest şi au costuri comparabile cu ale oţelului, ceea ce justifică şi din punct de vedere al eficienţei economice folosirea lor ca înlocuitori ai azbestului şi oţelului.

Noile materiale prezintă avantaje importante ca : reducerea pînă la de 5—6 ori a greutăţii elementelor de construcţii, reducerea sau eliminarea consumului de oţel şi azbest, rezistenţe ridicate la şoc şi întindere, uşurinţa prelucrării şi altele.

II. **Fibrele de sticlă.** Folosirea fibrei de sticlă este condiţionată de rezistenţele ei mecanice şi de modulul de elasticitate. Rezistenţa fibrelor de sticlă depăşeşte rezistenţa fibrelor sintetice şi naturale obişnuite şi depinde de trei factori : compoziţia chimică, diametrul şi tehnologia de producţie a sticlei [1]. Fibrele de sticlă sînt produse în trei forme de bază : fascicole, cordoane de fascicole (roving) şi ţesături. O fascicolă conţine 208—408 filamente, iar un cordon de fascicole (roving) 20—60 fascicole. Fibra de sticlă — sub formă de filament — posedă o mare rezistenţă la tracţiune şi un modul de elasticitate mic. În timp ce rezistenţa ei depăşeşte pe cea a sîrmei de oţel, modulul ei de elasticitate reprezintă doar 1/3.

Fibrele de sticlă disponibile în prezent sînt în general de tipul E. Folosirea lor prezintă încă probleme datorită atacului alcalin al cimentului portland şi al greutăţilor de încorporare a fibrelor în mortar. Pentru înlăturarea acestor neajunsuri se indică două căi : folosirea fibrelor de sticlă tip E în amestec cu lianţi nealcalini sau îmbrăcarea lor cu materiale alcalo-rezistente, sau realizarea unei sticle rezistente la alcalinitatea cimentului portland. Fibrele de tip E expuse în mediul alcalin al cimentului portland pierd repede din rezistenţă ca urmare a unui atac chimic [2]. Utilizarea fibrei E este posibilă în condiţiile folosirii unor lianţi nealcalini cum sînt : cimentul aluminos şi ipsosul, sau în condiţiile protejării ei prin îmbrăcarea cu materiale alcalorezistente [3].

Preocupări intense, de realizare a unei sticle rezistente la alcalii prin însăşi compoziţia ei, există la I.C.P.T.S.C.F. Bucureşti. După Majumdar [1], sticlele care au compoziţii în sistemul $NaO_2 - SiO_2 - ZrO_2$ şi în unele cîmpuri ale sistemului $CaO - AL_2O_3 - SiO_2 - MgO$, au dat rezultate promiţătoare. În tabelul 1 se dă compoziţia acidică în procente a sticlelor E, G_4, G_{20}, G_{22} şi G_{26}.

În fig. 1 şi fig. 2 sînt prezentate principalele caracteristici fizico-mecanice ale fibrelor de sticlă.

Tabelul 1

Tipul de fibre	SiO_2	Al_2O_3	ZrO_2	CaO	B_2O_3	MgO	Na_2O	Li_2O	MaO	K_2O	Fe_2O_3	Fe
E	55,2	14,8	—	17,7	7,3	4,3	0,3	—	—	0,2	0,3	0,3
G 4	55	21	—	19	—	5	—	—	—	—	—	—
G 20	71	1	16	—	—	—	11	1	—	—	—	—
G 22	55	17	—	18	—	5	—	—	5	—	—	—
G 26	64,5	15,5	—	10	—	10	—	—	—	—	—	—

Caracteristicile fizico-mecanice ale sticlei E sînt :

— diametrul fibrei ∅ ..... 8—10 μ ;
— numărul filamentelor în fir ..... circa 200 ;
— rezistența la întindere ..... 21 000—28 000 daN/cm² ;
— modulul de elasticitate ..... 700 000—1 000 000 daN/cm².

III. **Tehnologia încorporării fibrelor.** O metodă de armare a mortarelor și betoanelor cu fibre de sticlă folosește fibrele lungi realizînd o armare similară betonului armat cu bare de oțel. Această metodă, din cauza modulului de elasticitate scăzut al fibrei de sticlă în raport cu al oțelului, devine eficientă numai în cazul folosirii pretensionării fibrei.

A doua metodă constă în dispersarea fibrelor de sticlă în mod uniform în mortare sau betoane. În prezent majoritatea cercetătorilor folosesc această metodă, utilizînd fibre de sticlă scurte (10—400 mm) dispuse orientat sau haotic, în proporție de 6—30% din greutatea liantului.

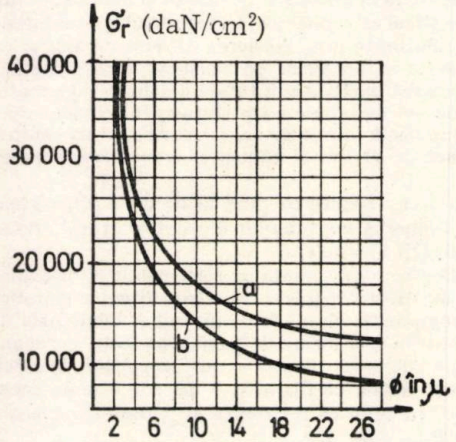


Fig. 1. *a* — sticlă fără alcalii; *b* — sticlă cu alcalii.

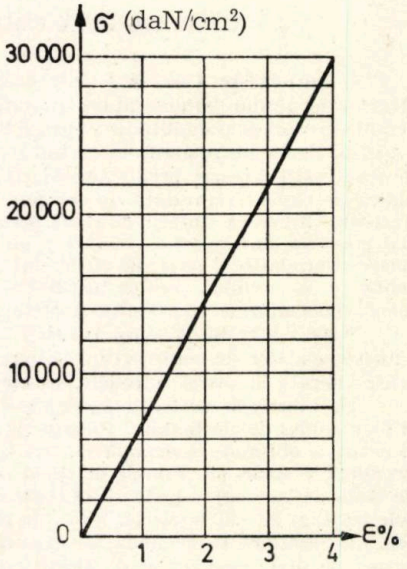


Fig. 2

Cercetările întreprinse în acest domeniu [5] au arătat că tehnicile de fabricație joacă un rol major, lungimea fibrelor de sticlă fiind de asemenea hotărîtoare în ce privește realizarea unei bune armări. Se recomandă folosirea tehnicilor de producere a materialelor plastice armate cu fibre de sticlă. În afara acestei tehnici sînt posibile și altele ca : tehnica formării prin bobinarea (aplicată la realizarea tuburilor), tehnica formării prin laminare etc.

IV. **Rezultate.** Cercetările în acest domeniu, de început pe plan mondial, permit să se întrevadă că utilizarea fibrelor de sticlă în construcții va determina largi posibilități de utilizare.

Produsele armate cu fibre de sticlă fac parte din categoria materialelor elasto-vîscos-plastice. Proprietățile mecanice ale acestora depind în primul rînd de natura, cantitatea și orientarea fibrelor în material. Orientarea fibrelor depinde în foarte multe cazuri de tehnologia confecționării.

Experiențele efectuate de Biryukovich [1] au arătat că în cazul orientării în lungul epruvetei a fibrelor, rezistențele la întindere cresc foarte mult, de circa 60—100 ori comparativ cu piatra de ciment nearmată (fig. 3).

După cum se vede limita de rezistență și limita convențională de proporționalitate la întinderea de-a lungul fibrelor crește o dată cu creșterea conținutului de fibre. Cu cît mai mare este conținutul de fibre cu atît mai mică este diferența între limita de rupere și de formare a fisurilor. Deformația specifică (ε_{ts}) corespunzătoare efortului unitar de formare a fisurilor, în cazul întinderii de-a lungul fibrelor, crește cu creșterea conținutului de sticlă, atingînd valoarea maximă la 15% conținut de sticlă (fig. 4). În acest caz deformația specifică atinge valoarea de 9‰ ceea ce este de 60—100 ori mai mare decît în cazul pietrei de ciment nearmate. Studiul influenței orientării fibrelor de sticlă în masa produșilor va permite determinarea tuturor caracteristicilor fizico-mecanice.

V. **Domenii de utilizare.** Din produși armați cu fibre de sticlă se pot realiza elemente de construcții portante, neportante și elemente decorative. Se poate înlocui total sau parțial azbestul din industria azbocimentului. Se pot realiza elemente sau construcții portante ca :

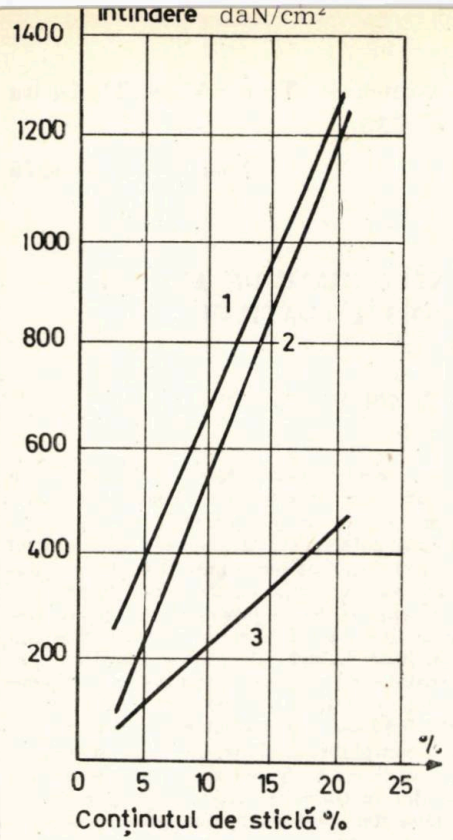


Fig. 3. *1* — limita de rezistență; 2 — tensiune corespunzătoare formării fisurilor în piatra de ciment; 3 — limita convențională de proporționalitate.

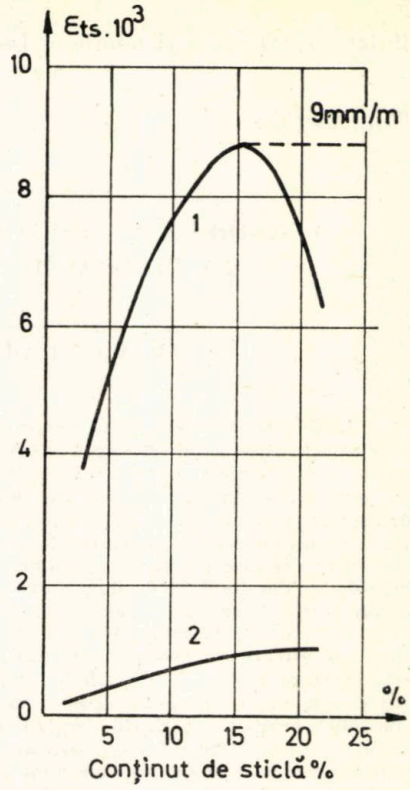


Fig. 4. *1* — pe nivelul tensiunii corespunzătoare formării fisurilor; 2 — pe nivelul limitei convenționale de proporționalitate.

tuburi de presiune, rezervoare, acoperișuri, diafragme, profile (L, [, T, I, etc.), construcții prefabricate din profile (ferme, stîlpi, grinzi), jgheaburi pentru irigații, lucrări miniere etc.

Se pot realiza elemente neportante ca : cercevele pentru ferestre, balustrade, pereți despărțitori etc. În scopuri decorative se pot realiza elemente sau elemente care imită alte materiale ca : marmora, lemnul etc.

Cercetările în curs de efectuare la Laboratorul de Beton armat al Facultății de Construcții din Timișoara, în domeniul mortarelor și betoanelor armate cu fibre de sticlă vor fundamenta și lărgi sfera de utilizare a acestor materiale.

BIBLIOGRAFIE

1. Biryukovich, K. L., Biryukovich, Yu. L., Biryukovich, D. L., Steklo țement ; Kiev ; URSS ; Budivelnik ; 1964.
2. Majumdar, A. J., Ryder, I. F., Glass fibre reinforcement of cement products. Glass Technology, Londra, Anglia, 1968, V. 9 (3), pp. 78—84.
3. Ali, M. A., Grimer, F. I., Mechanical Properties of Glass Fibre — Reinforced Gypsum Journal of Materiales Science, Londra, Anglia, 1969, V. 4 (5), pp. 389—395.
4. De Vekey, R. C., Majumdar, A. I., Determining band strength in fibre — reinforced composites. Magazine of Concrete Research, Londra, Anglia, 1968, V. 20, No, 65, pp. 229—234.
5. Grimer, F. I., Ali, M. A., The strengths of cements reinforced with glass fibres. Magazine of Concrete Research, Londra, Anglia, 1969, V. 21, No. 66, pp. 23—30.
6. Majumdar, A. I., Glass fibre reinforced cement and gypsum, B. R., Anglia, Aprilie 1971.

VERWENDUNG DER GLASFASER IM BAUWESEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Der Aufsatz behandelt die Möglichkeit wirtschaftlicher Herstellung von glasfaserbewehrten Baustoffen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

CONSIDERAŢII PRIVIND PROCENTUL MINIM DE ARMARE LA DIAFRAGME PLINE ARMATE CONTINUU

DE

I. FILIMON, I. DEUTSCH, I. RENOTH, T. CLIPII

1. **Generalităţi.** Procentul minim de armare trebuie să satisfacă două condiţii de bază şi anume : condiţia de rezistenţă şi condiţia de durabilitate. În general din condiţii de economicitate diafragmele se armează cu procente reduse de armare, intrînd astfel în domeniul betonului slab armat. În acest caz apar două situaţii antagoniste şi anume, dacă procentul de armare se determină din condiţia de rezistenţă atunci trebuiesc luate măsuri pentru ca fisurarea să nu se producă, deoarece în acest caz fisurile vor fi rare şi cu deschideri mari, deschideri ce depăşesc valorile limită admise. Dacă se acceptă fisurarea procentul de armare trebuie dedus din condiţia de durabilitate, condiţie care ridică mult valoarea procentului minim de armare ajungîndu-se în domeniul betonului armat (0,35 ... 0,45%) pentru $\alpha_{fad}=0{,}3$ mm.

Din studiile efectuate pînă în prezent [1] s-a constatat că la o anumită valoare a procentului de armare se produce stabilizarea fenomenului de fisurare. Se consideră că fisurarea este stabilizată atunci cînd sub încărcare constantă înălţimea de dezvoltare a fisurii şi deschiderea ei nu se mai modifică. Fisurarea se consideră nestabilizată atunci cînd sub încărcarea constantă imediat superioară fisurării, deschiderea fisurii creşte foarte mult ajungîndu-se la valori ce scoate elementul din uz. În prezentul studiu se tratează determinarea procentului minim de armare la diafragmele pline armate continuu din condiţia de rezistenţă, acceptînd pentru aceasta condiţia de stabilizare a fenomenului de fisurare.

2. **Determinarea procentului minim de armare.** Procentul minim de armare, dedus pe baza celor de mai sus, se determină din condiţia de egalitate a momentului încovoietor de rupere cu cel de fisurare.

Determinarea momentului încovoietor de rupere pentru o diafragmă solicitată la încovoiere cu forţă axială se face pe baza ipotezelor prezentate în fig. 1.

Poziţia axei neutre rezultă din ecuaţia de proecţii după axa barei :

$$\mu b\,[h-x\,(1+\beta)\,\sigma_c]+N=b\beta_1 x R_t+\mu b x\,(1-\beta)\,\sigma_c \tag{1}$$

rezultă în final :

$$\xi=\frac{x}{h}=\frac{\omega+\alpha}{2\omega+\beta_1} \tag{2}$$

unde :

$$\omega=\mu\sigma_c/R_t \tag{3}$$

$$\alpha=N/bhR_t \tag{4}$$

$$R_t=1{,}25R_c \tag{5}$$

Valoarea momentului încovoietor de rupere va fi :

$$M_r=0{,}5\,A_a\sigma_c h\left[\left(1-\beta_1\frac{x}{h}\right)\left(1+\frac{N}{A_a\sigma_c}\right)-2\frac{x^2}{h^2}\left(1+\frac{\beta^2}{3}-\beta_1\right)\right] \tag{6}$$

Avînd în vedere că termenul $2x^2\,(1+\beta^2/3-\beta_1)\,/h^2$ este mic în raport cu primul termen rezultă în final :

$$M_r=0{,}5A_a\sigma_c h\left(1-\beta_1\frac{x}{h}\right)\left(1+\frac{N}{A_a\sigma_c}\right) \tag{7}$$

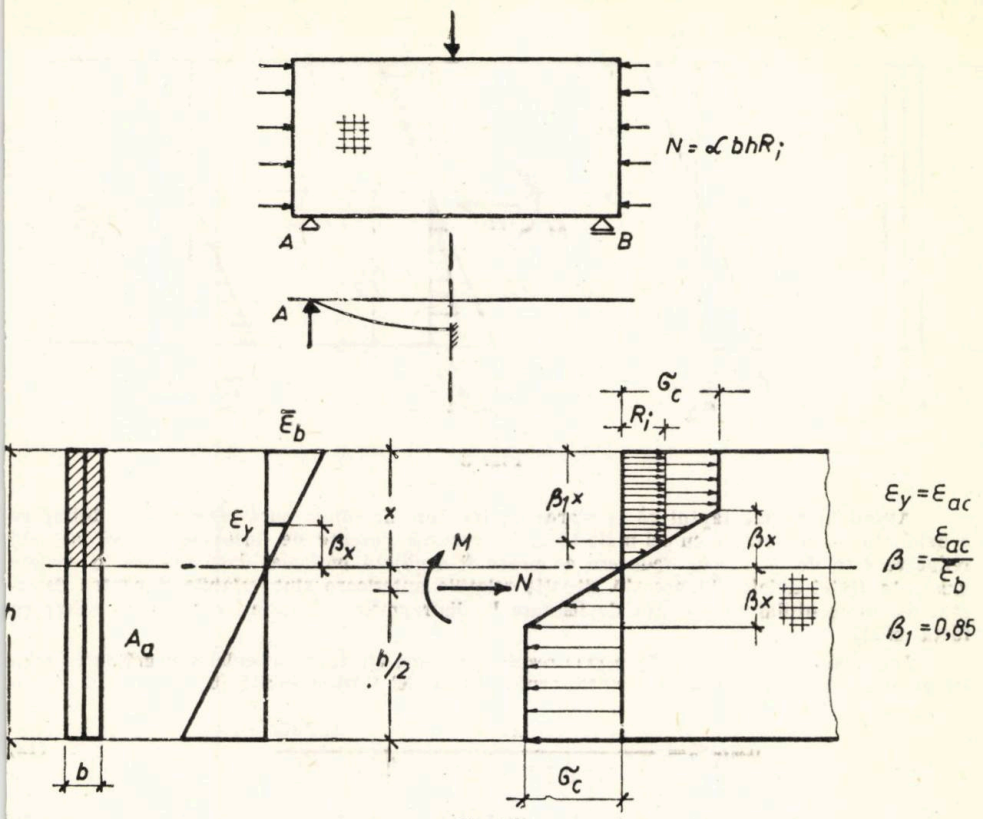


Fig. 1.

Determinarea momentului încovoietor de rupere pentru o diafragmă solicitată la încovoiere-tăiere cu forță axială se face cu relațiile anterioare, însă în calcule se introduce în loc de R_t valoarea $R_{t\tau}$ care ține cont de zvelțeța la forfecare M/Qh:

$$R_{t\tau} = \frac{R_t}{1+3{,}2\left(\frac{Q\,h}{M}\right)^2} \tag{8}$$

și care duce la o micșorare a capacității portante.

Determinarea momentului încovoietor de fisurare pentru o diafragmă solicitată la încovoiere cu forță axială se face în stadiul I pe baza ipotezelor prezentate în fig. 2.

Poziția axei neutre se determină din ecuația de proiecții după axa barei, rezultînd în final:

$$\xi_1 = \frac{x_1}{h} = \gamma\left(\sqrt{1+\frac{\gamma+N/bhR_t}{\gamma^2}}-1\right) \tag{9}$$

unde:

$$\gamma = 1+2n\mu+N/bhR_t. \tag{10}$$

Valoarea momentului încovoietor de fisurare va fi:

$$M_f = \frac{1}{3}\,bh^2R_t\left[(1-\xi_1)(1+2n\mu)+\frac{N}{bhR_t}(1{,}5+\xi_1)\right] \tag{11}$$

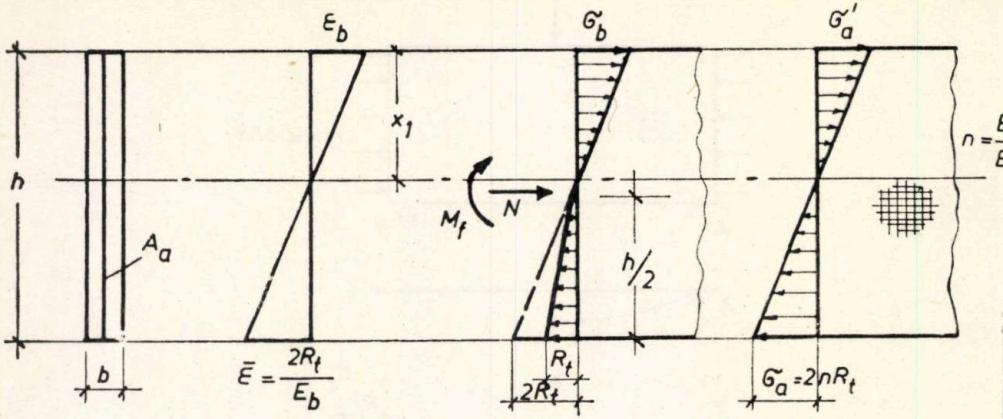


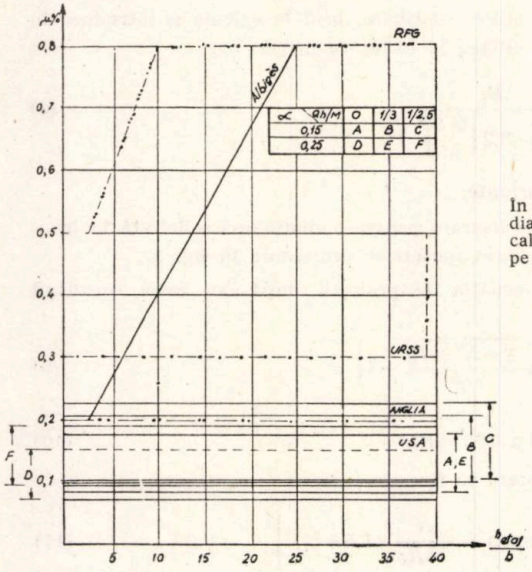
Fig. 3

Avînd în vedere faptul că la starea de tensiune de tăiere pură rezistența la întindere a betonului se micșorează cu cel mult 10%, în cazurile curente de încovoiere-tăiere această reducere este de 2 ... 3%, reducere ce poate fi neglijată mai ales dacă se are în vedere existența forței axiale. În această situație relațiile anterioare sînt valabile și pentru determinarea momentului încovoietor de fisurare la diafragmele solicitate la încovoiere-tăiere cu forță axială.

Din egalitatea relațiilor (7) și (11) rezultă în urma efectuării calculelor următoarea relație pentru procentul minim de armare, conform metodei stărilor limită [5] :

$$\mu_{min}\% = \frac{1-\xi_1}{1{,}5\,(1-\beta_1\xi_1)-2\,(1-\xi_1)\,R_t^n/R_a^n}\,\frac{100\,R_t^n}{R_a^n} \qquad (12)$$

Pentru cazurile curente în practică au fost determinate procentele minime de armare din condiția de stabilizare a fisurilor, valori care sînt date în tabelul 1.



α	qh/M	0	1/3	1/2,5
0,15		A	B	C
0,25		D	E	F

În fig. 3 sînt prezentate procentele minime de armar diafragmelor după diferite norme de calcul precum și calculate pe baza relației (12). Aceste valori au fost gru pe domenii, într-un domeniu fiind cuprinse cele 3 ti de betoane și cele 4 tipuri de armături.

Tabelul 1

Valoarea procentului minim de armare din condiția de stabilizare a fisurilor pentru diferite cazuri de solicitare a diafragmelor

Marca beton	Marca oțel	Qh/M $\alpha = \frac{N}{bhR_i}$	0			1/3			1/2,5		
			0	0,15	0,25	0	0,15	0,25	0	0,15	0,25
B 200	OB 37		0,256	0,142	0,120	0,258	0,165	0,145	0,259	0,173	0,154
	PC 52		0,179	0,100	0,085	0,182	0,116	0,102	0,183	0,122	0,108
	PC 60		0,151	0,085	0,072	0,153	0,095	0,087	0,154	0,103	0,092
	STNB	$d=3 \ldots 4$ mm	0,148	0,083	0,070	0,150	0,096	0,084	0,152	0,101	0,089
		$d=4,5 \ldots 5,6$ mm	0,166	0,093	0,079	0,168	0,108	0,094	0,164	0,113	0,100
		$d=6 \ldots 10$ mm	0,190	0,106	0,090	0,192	0,123	0,108	0,193	0,129	0,115
B 250	OB 37		0,303	0,165	0,140	0,306	0,192	0,168	0,307	0,202	0,178
	PC 52		0,212	0,116	0,098	0,214	0,135	0,118	0,215	0,142	0,125
	PC 60		0,178	0,098	0,083	0,181	0,114	0,100	0,182	0,120	0,106
	STNB	$d=3 \ldots 4$ mm	0,175	0,095	0,084	0,177	0,111	0,097	0,178	0,117	0,103
		$d=4,5 \ldots 5,6$ mm	0,196	0,107	0,090	0,198	0,125	0,109	0,199	0,131	0,116
		$d=6 \ldots 10$ mm	0,244	0,122	0,103	0,227	0,143	0,125	0,228	0,150	0,132
B 300	OB 37		0,335	0,177	0,148	0,337	0,206	0,179	0,338	0,217	0,191
	PC 52		0,234	0,124	0,104	0,236	0,145	0,126	0,237	0,152	0,134
	PC 60		0,196	0,105	0,088	0,190	0,122	0,106	0,200	0,128	0,113
	STNB	$d=3 \ldots 4$ mm	0,192	0,102	0,085	0,194	0,119	0,103	0,195	0,125	0,110
		$d=4,5 \ldots 5,6$ mm	0,216	0,115	0,096	0,218	0,134	0,116	0,219	0,141	0,124
		$d=6 \ldots 10$ mm	0,247	0,131	0,110	0,249	0,153	0,133	0,250	0,161	0,142

În vederea verificării fenomenului de stabilizare a fisurilor la diafragmele solicitate la încovoiere cu forță axială au fost încercate 6 elemente cu armare continuă. Procentul de armare a fost de 0,365% și se situează peste valoarea minimă calculată conform celor prezentate în [1].

Pe baza relației (12) procentul minim de armare a fost de 0,225% pentru diafragmele la care excentricitatea forței a fost de 0,4 h și de 0,284% pentru cele la care excentricitatea a fost de 0,6 h. Avînd în vedere procentul de armare a diafragmelor și valorile procentelor minime de armare era de așteptat ca fisurarea să aibe un caracter stabilizat, lucru care a fost confirmat de încercările experimentale.

Deoarece diafragmele sînt elemente de beton slab armat pentru calculul deschiderii fisurilor, atunci cînd se admit fisuri, se recomandă folosirea relației de mai jos, prevăzută de normele UNESCO :

$$\alpha_f = \frac{4}{\pi} \frac{A_a}{U} \frac{\sigma_a^2}{E_a \tau_a} \tag{13}$$

unde : A_a este aria de armătură ; U — perimetrul armăturii ; σ_a — efortul unitar din armătură ; τ_a — efortul unitar de aderență egal cu 3/4 R_t^n pentru bare lise și 5/4 R_t^n pentru bare cu profil periodic.

3. **Concluzii.** Pe baza studiilor teoretice și experimentale se recomandă includerea în instrucțiunile de proiectare a diafragmelor a următoarelor procente minime de armare avînd în vedere fenomenul stabilizării fisurilor precum și condiția de limitare a mărimii deschiderii lor la $\alpha_f = 0{,}3$ mm :

OB 37	0,30 ... 0,35%
PC 52	0,25 ... 0,30%
PC 60	0,20 ... 0,25%
STNB	0,20 ... 0,25%

Pe baza studiilor a mai rezultat că efectul forței tăietoare este de importanță redusă, valorile de mai sus fiind determinate în special de momentul încovoietor și forța axială.

BIBLIOGRAFIE

1. I. Filimon, I. Renoth, T. Clipii, Contribuții la stabilirea procentului minim de armare în funcție de procesul de fisurare la diafragmele de beton armat pentru clădiri multietajate, A VII-a Conferință de Betoane, Iași, 1975.
2. A. Holmberg, Draft proposal : Minimum reinforcement for crack control, 1975.
3. I. Deutsch, Contributions to the abalysis of cracking in reinforced concrete members subjected to the bending and shear, Comisssion „Effort Tranchant", Paris, 1971.
4. * * * Cercetări privind influența procentului de armare asupra comportării la fisurare a diafragmelor de beton armat datorită contracției, curgerii lente și variațiilor de temperatură, Referat Catedra de Beton armat și clădiri, 1974/1975
5. * * * STAS 8000/67

ESTIMATE OF MINIMUM REINFORCEMENT FOR CRACK CONTROL IN MULTI-STORY BUILDING WALLS

(SUMMARY)

This paper concern to estimate of minimum reinforcement for economical reasons and for crak control at the same time. Experimental conclusions and values of minimum reinforcement for walls are presented too

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

CONSIDERENTE PROBABILISTICE PRIVIND STABILITATEA GENERALĂ A BARELOR DIN OŢEL

DE

I. DIMOIU, I. CARABA

Progresul tehnic înregistrat în domeniul construcţiilor a deschis posibilitatea realizării unor structuri zvelte cu deschideri mari şi secţiuni reduse. Creşterea rezistenţei oţelurilor, neînsoţită de o creştere a modulelor de elasticitate pune în centrul atenţiei proiectantului problema deformabilităţii construcţiei şi implicit problema prevenirii fenomenului de flambaj. În numeroase cazuri criteriul stabilităţii devine decisiv în alegerea soluţiei constructive. Sensul pe care inginerul proiectant îl atribuie intuitiv noţiunii de stabilitate nu coincide cu conţinutul determinărilor scolastice. Construcţia idealizată proiectată de inginer se deosebeşte de cea reală prin numeroase abateri şi imperfecţiuni.

Noţiunea de stabilitate caracterizează raportul între cauzele perturbatoare şi efectele lor. Presupunînd cauzele care provoacă devierea sistemului de la starea de echilibru :

$$X_1, X_2, \ldots, X_m$$

iar efectele lor prin :

$$Y_1, Y_2, \ldots, Y_n$$

pentru starea de echilibru neperturbată $X_k=0$, $Y_j=0$; $k=\overline{1, m}$; $j=\overline{1, n}$.

Echilibrul neperturbat se numeşte stabil în raport cu cauzele X_k şi efectele Y_j pe un interval de timp dacă :

$$\forall \eta_j > 0 \quad \exists \varepsilon_k : |X_k| \leqslant \varepsilon_k \Rightarrow |Y_j| < \eta_j$$

adică echilibrul se zice stabil dacă micşorînd cauzele perturbatoare, efectele devin mai mici decît orice valori propuse dinainte.

Admiţînd în calitate de suport pentru discuţii, o bară dreaptă încărcată axial, clasele cele mai importante de perturbări care deosebesc bara reală de schema de calcul sînt :

— abaterea iniţială de la traseul rectiliniu,

— excentricitatea forţei de compresiune.

Afirmaţia că forma rectilinie a barei este stabilă în raport cu aceste două clase de perturbări este echivalentă cu a spune : făcînd deformaţiile iniţiale şi excentricităţile destul de mici se obţin săgeţi mai mici decît orice valori propuse dinainte. Dacă forţa de compresiune $P < P_e$ (P_e — forţa critică euleriană) atunci forma rectilinie este stabilă.

În proiectarea curentă, relaţiile de calcul au o formulare deterministă exprimînd legătura cauză-efect. Probabilitatea apariţiei unei cauze neprevăzute ca : supraîncărcare, abateri ale caracteristicilor secţionale, abateri ale proprietăţilor materialului nu sînt conţinute în aceste relaţii. Ori, se ştie că rezistenţele mecanice ale materialelor sînt în esenţă de natură probabilistică, de asemenea orice perturbare a construcţiei reale are un caracter aleator.

Ţinînd seama de aceste supoziţii problema stabilităţii se formulează astfel :

Cunoscînd distribuţiile probabilistice ale parametrilor perturbatori X_k, să se găsească distribuţiile probabilistice ale parametrilor care descriu starea deformată a structurii Y_j.

Din acest punct de vedere formei stabile a echilibrului îi va corespunde maximul probabilităţii realizării ei, iar formei instabile minimul probabilităţii.

Întrucît variabilele aleatoare cauză X_k şi cele efect Y_j sînt legate prin relaţiile mecanicii construcţiilor

$$Y_j = Y_j(X_1, X_2, \ldots, X_m), \; j=\overline{1, n} \tag{1}$$

funcţiile Y_j fiind continue, parţial derivabile, cu jacobieni nenuli, problema care se cere rezolvată constă în :

Determinarea densităţii de repartiţie probabilistică a ansamblului de variabile aleatoare efect $Y_1, Y_2, \ldots, Y_n$ în raport cu densitatea probabilistică a ansamblului de variabile aleatoare cauză $X_1, \ldots, X_m$.

$$f_{Y_1Y_2\ldots Y_n}(y_1, y_2 \ldots y_n) = f_{X_1X_2\ldots X_m}(x_1, x_2, \ldots, x_m) \frac{dx_1 dx_2 \ldots dx_m}{J\left(\frac{Y_1 Y_2 \ldots Y_n}{X_1 X_2 \ldots X_m}\right)} \tag{2}$$

şi funcţia de repartiţie probabilistică :

$$F_{Y_1Y_2\ldots Y_n}(y_1 \ldots y_n) = \underbrace{\int_{-\infty}^{\infty} \ldots \int_{-\infty}^{\infty}}_{(m-n)\text{ ori}} f_{X_1, \ldots, X_m}(x_1, \ldots, x_m) \frac{dx_1 \ldots dx_m}{J\left(\frac{Y_1 \ldots Y_n}{X_1, \ldots X_m}\right)} \tag{3}$$

În cazuri practice $n \leqslant 5$ şi $m=1$ adică comportarea structurii este apreciată după o singură variabilă aleatoare efect (săgeată, efort unitar) în raport cu un număr limitat de variabile aleatoare cauză (încărcare, limită de curgere, modul de elasticitate, caracteristici secţionale, lungimi, etc).

Pentru o singură variabilă aleatoare efect se poate scrie :

$$Y = Y(X_1, \ldots, X_m) \tag{1'}$$

$$f_Y(y) = f_{X_1\ldots X_m}(x_1, \ldots, x_m) \frac{1}{\left|\frac{\partial Y}{\partial X_k}\right|} dx_1 \ldots, dx_m. \tag{2'}$$

$$F_Y(y) = \int_{-\infty}^{\infty} \cdots \int_{-\infty}^{\infty} f_{X_1\ldots X_m}(x_1, \ldots, x_m) \frac{\partial X_k}{\partial Y} dx_1 \ldots dx_m \tag{3'}$$

Se ştie că între curbura iniţială ρ_0 şi curbura curentă ρ, (fig. 1 *a*) a barei comprimate există relaţia :

$$\frac{1}{\rho} - \frac{1}{\rho_0} = \frac{M}{EI} \tag{4}$$

cu notaţiile cunoscute. Introducînd pentru curburi respectiv pentru momentul încovoietor expresiile :

$$\frac{1}{\rho} = \frac{d^2y}{ds^2}\left[1 - \left(\frac{dy}{ds}\right)^2\right]^{-1/2} ; \quad M = -Py \tag{5}$$

şi dezvoltînd numitorii în serii Newton din care se iau numai primii doi termeni, se obţine ecuaţia diferenţială :

$$\frac{d^2f}{ds^2}\left[1 + \frac{1}{2}\left(\frac{df}{ds}\right)^2\right] + \frac{Py}{EI} = \frac{d^2f_0}{ds^2}\left[1 + \frac{1}{2}\left(\frac{df_0}{ds}\right)^2\right] \tag{6}$$

Propunînd pentru forma iniţială şi respectiv curentă a barei expresii de forma :

$$y_0(s) = f_0 \sin\frac{\pi s}{l} ; \quad y(s) = f \sin\frac{\pi s}{l} \tag{7}$$

se găseşte soluţia :

$$f_0 + \frac{\pi^2}{8l^2} f_0^3 = f\left(1 - \frac{P}{P_e}\right) + \frac{\pi^2}{8l^2} f^3 \tag{8}$$

Dacă P nu este prea apropiată de valoarea minimă a forței critice euleriene P_e, atunci se obține :

$$f=f_0\left[1-\frac{P}{P_e}\right]^{-1} \tag{9}$$

iar reprezentarea grafică a săgeții adimensionale f/l în raport cu săgeata inițială f_0/l se arată în figura 1 *b*.

Dacă $P < P_e$ atunci are loc îndesirea curbelor lîngă curba soluției banale $f=0$ ceea ce indică starea de stabilitate.

Dacă $P > P_e$, are loc îndesirea curbelor lîngă soluția stabilă nebanală, neperturbată :

$$f^*=\frac{2\sqrt{2}}{\pi}\,l\sqrt{\frac{P}{P_e}-1} \tag{10}$$

Admițînd pentru variabila aleatoare săgeata inițială f_0 distribuția normală :

$$f(f_0)=\frac{1}{\sigma_0\sqrt{2\pi}}\exp\left[-f_0/2\sigma_0^2\right] \tag{11}$$

atunci folosind soluția (9), distribuția probabilistică a săgeții este și ea normală (fig. 2) iar media și abaterea standard au expresiile :

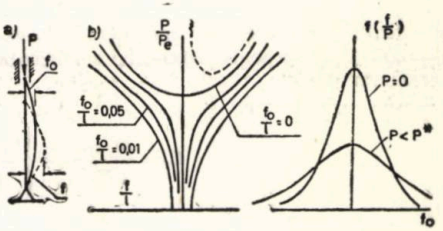


Fig. 1. Variația săgeții cu încărcarea.

Fig. 2. Densitatea probabilistică a săgeții.

$$\bar{f}=\bar{f}_0\left[1-\frac{P}{P_e}\right]^{-1};\quad \sigma_f=\sigma_{f_0}\left[1-\frac{P}{P_e}\right]^{-1} \tag{12}$$

Dacă se admite soluția problemei expresia (8) scrisă sub forma :

$$f_0=f\left(1-\frac{P}{P_e}\right)\left(\frac{f^2}{f_*^2}-1\right) \tag{8'}$$

cu :

$$\frac{df_0}{df}=\left(\frac{P}{P_e}-1\right)\left(\frac{3f^2}{f_*^2}-1\right) \tag{13}$$

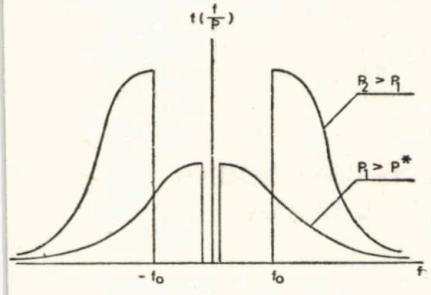


Fig. 3. Densitatea probabilistică a săgeții curente cînd săgeata inițială are densitate probabilistică normală.

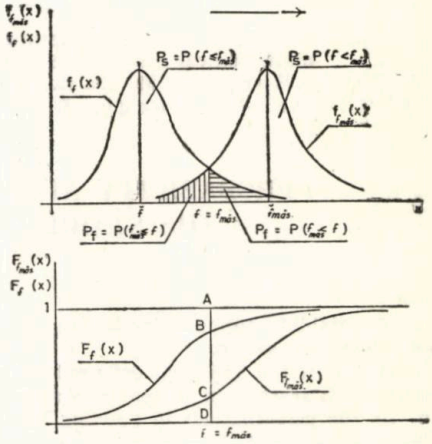


Fig. 4. Modelul probabilist Streletki. $f \leqslant f_{max}$

pentru o săgeată inițială f_0 distribuită normal rezultă distribuția probabilistică a săgeții curente de forma:

$$f(f)=\frac{1}{\sigma_{f_0}\sqrt{2\pi}}\left(\frac{3f^2}{f_*^2}-1\right)\exp\left[-\frac{f^2}{2\sigma_{f_0}^2}\left(\frac{f^2}{f_*^2}-1\right)\left(\frac{P}{P_e}-1\right)^2\right] \tag{14}$$

Expresia (14) reprezentată în figura 3, este valabilă dacă $f \cdot f_0 > 0$, adică săgeata inițială și finală sînt de aceeași parte a axei barei. Dacă $f \cdot f_0 < 0$ atunci $df_0/df \equiv 0$, iar $f(f) \equiv 0$.

Dacă acum se întîmpină această diagramă cu diagrama densității probabilistice a săgeții măsurate $f_{măs}$ punînd condiția de stabilitate sub forma modelului lui Streleţki (vezi fig. 4);

$$f \leqslant f_{măs} \tag{15}$$

și alegînd un prag de încredere, de exemplu după Comisia Europeană de Beton de: $p=0{,}05$ (5%) se poate determina coeficientul de siguranță central și coeficientul de siguranță caracteristic:

$$C_0=\frac{m_{fmăs}}{m_f}=\left\{\frac{\bar{f}_{măs}}{\bar{f}} \text{ sau } \frac{\tilde{f}_{măs}}{\tilde{f}} \text{ sau } \frac{\check{f}_{măs}}{\check{f}}\right\} \tag{16}$$

$$C_K=\frac{f_{0,95}^{măs}}{f_{0,95}} \tag{17}$$

unde s-a notat:

$\bar{f}, \tilde{f}, \check{f}$ — media aritmetică, mediana și modulul din distribuția probabilistică a lui f, respectiv pentru $f_{măs}$;

$f_{0,05}^{măs}$ — săgeata măsurată care se produce cu o probabilitate de 5%;

$f_{0,95}$ — săgeata calculată care se produce cu o probabilitate de 95%.

Obiectivul final al modelării probabilistice a răspunsului la stabilitate constă în determinarea probabilității de apariție a efectului aleator ex. deformație (efort unitar) în funcție de probabilitatea de manifestare a unor cauze aleatoare ex. săgeta inițială.

BIBLIOGRAFIE

1. V. V. Bolotin, Statistical methods in structural mechanics. Holden-Day series in mathematical physics — Holden-Day. Inc. San Francisco, 1969.
2. J. Ferry Borges — M. Castanheta, *Siguranța construcțiilor*, Ed. Tehnică, 1974.
3. D. Ghiocel — D. Lungu, *Siguranța construcțiilor*, Litografia I. C. București, 1974.

PROBABILITY APPRECIATIONS CONCERNING THE STABILITY OF STEEL BEAMS

(SUMMARY)

The stability suppositions in the selecting constructive form for the dimensions of the steel beams are solved.

Duo to initial and final deformations and due to small excentrices, the limital stage of the beams is reached in a smaller loading than the critical designing one.

As the perturbations in building have an accidental nature, is necessary to do the probability suppositions for the designing of the beams.

The paper illustrates a method for obtaining the probability distribution laws for certain magnitudes (the critical load, the deformations) when the probability distribution lows of another magnitudes (the initial deformation) are known. The actual concept of the safety factor is also shown.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

CALCULUL STRUCTURILOR STATIC NEDETERMINATE UTILIZÎND PROCEDEUL SUBSTRUCTURILOR

DE

M. IVAN

1. **Introducere.** Pentru a evita inversarea unor matrice de rigiditate foarte mari, care ar depăşi capacitatea calculatorului electronic, structura se partiţionează în mai multe substructuri. Cunoscînd matricea de rigiditate pentru fiecare substructură se pot determina eforturile în structura static nedeterminată utilizînd metoda deplasărilor.

2. **Formularea metodei deplasărilor pentru structuri partiţionate în substructuri.** Calculul substructurilor utilizînd metoda deplasărilor se conduce în două etape :

— în prima etapă se calculează fiecare substructură separat, considerînd nodurile comune cu substructurile adiacente complet fixate (fig. 1 *b*) ;

— în etapa a doua se determină deplasările reale ale nodurilor comune şi se stabilesc corecţiile deplasărilor din prima etapă (fig. 1 *c*).

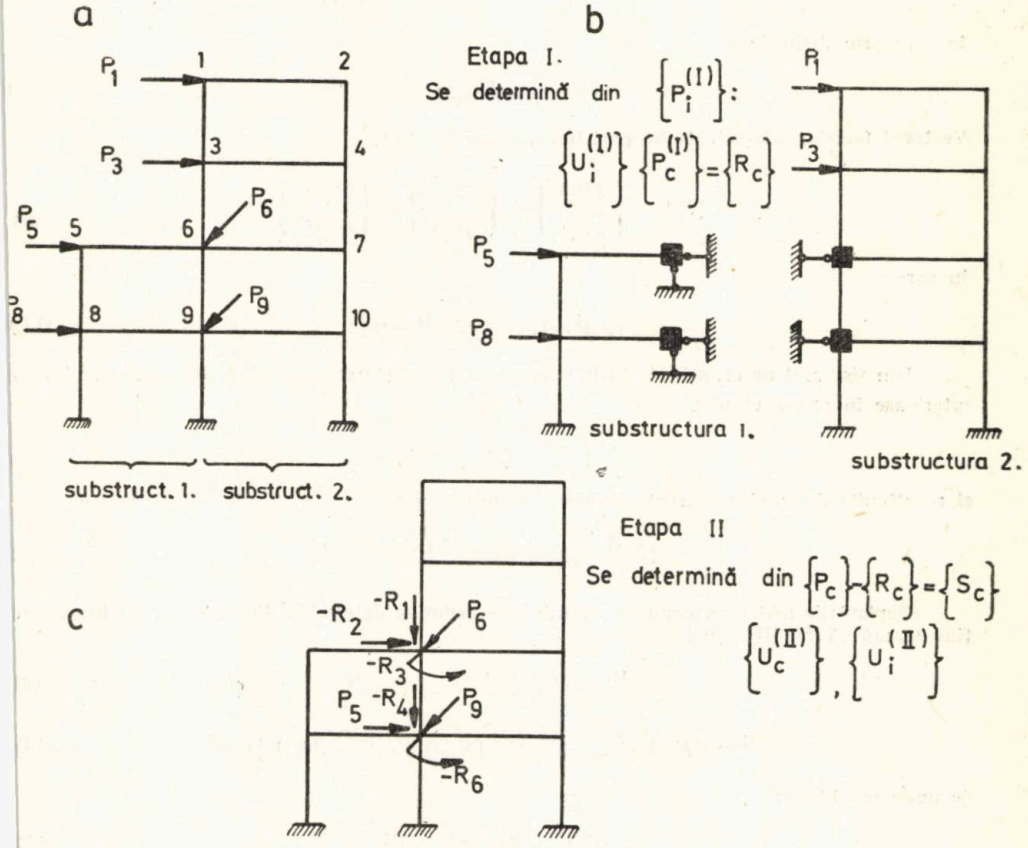


Fig. 1.

Ecuațiile de echilibru din metoda deplasărilor pentru structura partiționată în substructuri se scriu astfel [1] ;

$$\left[\begin{array}{c|c} [K_{cc}] & [K_{ci}] \\ \hline [K_{ic}] & [K_{ii}] \end{array}\right] \left\{\begin{array}{c} \{U_c\} \\ \hline \{U_i\} \end{array}\right\} = \left\{\begin{array}{c} \{P_c\} \\ \hline \{P_i\} \end{array}\right\} \tag{1}$$

în care :

$\{U_c\}$ — vectorul deplasărilor din nodurile comune ale substructurilor ;

$\{U_i\}$ — vectorul deplasărilor din nodurile interioare ;

$\{P_c\}$ — vectorul forțelor echivalente din nodurile comune ($\{P_c\}=\{P_6P_9\}^T$ (pentru structura din fig. 1, *a*) ;

$\{P_i\}$ — vectorul forțelor echivalente din nodurile interioare ale substructurilor ($\{P_i\}=\{P_1P_3P_5P_8\}^T$ pentru structura din fig. 1, *a*).

Deplasările reale ale nodurilor structurii se determină din relația :

$$\{U\} = \left\{\begin{array}{c} \{U_c\} \\ \hline \{U_i\} \end{array}\right\} = \left\{\begin{array}{c} \{U_c\}^{\mathrm{I}} \\ \hline \{U_i\}^{\mathrm{I}} \end{array}\right\} + \left\{\begin{array}{c} \{U_c\}^{\mathrm{II}} \\ \hline \{U_i\}^{\mathrm{II}} \end{array}\right\} \tag{2}$$

nodurile comune sînt fixate — corecțiile din deplasările nodurilor comune

în care prin definiție

$$\{U_c\}^{\mathrm{I}}=\{0\} \tag{3}$$

Vectorul forțelor echivalente se partiționează și el astfel :

$$\{P_e\} = \left\{\begin{array}{c} \{P_c\} \\ \hline \{P_i\} \end{array}\right\} = \left\{\begin{array}{c} \{P_c\}^{\mathrm{I}} \\ \hline \{P_i\}^{\mathrm{I}} \end{array}\right\} + \left\{\begin{array}{c} \{P_c\}^{\mathrm{II}} \\ \hline \{P_i\}^{\mathrm{II}} \end{array}\right\} \tag{4}$$

în care :

$$\{P_i\}^{\mathrm{I}}=\{P_i\} \text{ și } \{P_i\}^{\mathrm{II}}=\{0\} \tag{5 și 6}$$

Din sistemul de ecuații (1) ținînd seamă de (3) și (5) se determină deplasările nodurilor interioare în prima etapă :

$$\{U_i\}^{\mathrm{I}} = [K_{ii}]^{-1}\{P_i\} \tag{7}$$

și reacțiunile din nodurile fixate produse de forțele $\{P_i\}$

$$\{P_c\}^{\mathrm{I}}=[K_{ci}]\ [K_{ii}]^{-1}\{P_i\}=\{R_c\} \tag{8}$$

Deplasările nodurilor comune ale substructurilor se determină din sistemul (1) în care se ține seamă că $\{P_i\}^{\mathrm{II}}=\{0\}$.

$$\{U_i\}^{\mathrm{II}} = -[K_{ii}]^{-1}\ [K_{ic}]\ \{U_c\}^{\mathrm{II}} \tag{9}$$

$$\{P_c\}^{\mathrm{II}} = ([K_{cc}]-[K_{ci}]\ [K_{ii}]^{-1}\ [K_{ic}])\ \{U_c\}^{\mathrm{II}} = [K_c]\ \{U_c\}^{\mathrm{II}} \tag{10}$$

de unde se obține :

$$\{U_c\}^{\mathrm{II}} = [K_c]^{-1}\{P_c\}^{\mathrm{II}} \tag{11}$$

unde s-a folosit notaţia :

$$[K_c]=[K_{cc}]-[K_{ci}]\,[K_{ii}]^{-1}\,[K_{ic}] \tag{12}$$

şi reprezintă matricea rigidităţii nodurilor comunale ale substructurilor.

Vectorul forţelor echivalente $\{P_c\}^{II}$ se determină din (4) în care se ţine seamă de (8) şi rezultă :

$$\{P_c\}^{II}=\{P_c\}-\{P_c\}^{I}=\{P_c\}-[K_{ci}]\,[K_{ii}]^{-1}\,\{P_i\}=\{S_c\} \tag{13}$$

3. Calculul deplasărilor şi forţelor nodale în substructuri considerînd nodurile comune fixate (Etapa I). Deplasările nodurilor interioare şi reacţiunile din nodurile fixate ale substructurii (h) produse de forţele $P_i^{(h)}$ se determină din expresiile (7) şi (8).

$$\left\{U_i^{(h)}\right\}^{I}=\left[K_{ii}^{(h)}\right]^{-1}\left\{P_i^{(h)}\right\} \tag{14}$$

şi

$$\left\{R_c^{(h)}\right\}=\left[K_{ci}^{(h)}\right]\left[K_{ii}^{(h)}\right]^{-1}\left\{P_i^{(h)}\right\} \tag{15}$$

Pentru a putea utiliza aceste relaţii este necesar ca în prealabil să se determine matricea rigidităţii substructurii (h) din deplasările nodurilor interioare, precum şi submatricele $\left[K_{ci}^{(h)}\right]$ şi $\left[K_{ic}^{(h)}\right]$.

Matricea rigidităţii substructurii (h) corespunzătoare deplasărilor $\left\{U_c^{(h)}\right\}$ se determină din relaţia (12) ;

$$\left[K_c^{(h)}\right]=\left[K_{cc}^{(h)}\right]-\left[K_{ci}^{(h)}\right]\left[K_{ii}^{(h)}\right]^{-1}\left[K_{ic}^{(h)}\right] \tag{16}$$

şi se foloseşte ulterior pentru a calcula matricea rigidităţii nodurilor fixate $[K_c]$ pentru structura completă.

Vectorul forţelor din nodurile fixate ale substructurii (h) este legat de deplasările corespunzătoare prin relaţia :

$$\left\{S_c^{(h)}\right\}=\left[K_c^{(h)}\right]\left\{U_c^{(h)}\right\} \tag{17}$$

4. Deplasările reale din nodurile comune ale substructurilor. Structura se consideră ca un ansamblu de structuri supusă la forţele echivalente :

$$\{S_c\}=\{P_c\}-\sum\left\{R_c^{(h)}\right\} \tag{18}$$

în care suma se referă la toate reacţiunile din nodurile comune ale substructurilor.

Ecuaţiile de echilibru static din metoda deplasărilor pentru nodurile fixate ale structurii se scriu :

$$[K_c]\{U_c\}=\{S_c\} \tag{19}$$

Vectorul deplasărilor $\{U_c\}$ se poate partiţiona pentru fiecare substructură astfel :

$$\{U_c\}=\left\{\left\{U_c^{(1)}\right\}\left\{U_c^{(2)}\right\}\ldots\right\}^{T}=[A_c]\,\{U_c\} \tag{20}$$

Matricea $[K_c]$ se obţine prin plasarea submatricelor $\left[K_c^{(h)}\right]$ în poziţia lor corectă în matricea mai largă a rigidităţii nodurilor comune şi însumarea elementelor de acelaşi tip.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖZPONTI KÖNYVTÁRA 1948

Deplasările nodurilor comune se determină din relația :

$$\{U_c\}=[K_c]^{-1}\{S_c\} \tag{21}$$

5. **Calculul deplasărilor și forțelor nodale din substructuri.** Fiecare substructură se rezolvă separat din forțele echivalente $\left\{P_i^{(h)}\right\}$ și deplasările $\left\{U_c^{(h)}\right\}$. Din sistemul de ecuații (1) rezultă :

$$\left\{U_i^{(h)}\right\}=[K_{ii}]^{-1}\left\{P_i^{(h)}\right\}-\left[K_{ii}^{(h)}\right]^{-1}\left[K_{ic}^{(h)}\right]\left\{U_c^{(h)}\right\} \tag{22}$$

Forțele nodale în fiecare substructură se determină folosind matricele de rigiditate ale fiecărui element finit și deplasările nodurilor substructurii stabilite anterior [1], [2].

6. **Concluzii.** Procedeul substructurilor conduce la inversarea matricelor de rigiditate $[K_{ii}]$ și $[K_c]$ care sînt de ordin mult mai mic decît matricea rigidității structurii întregi, ceea ce permite calculul unor structuri complexe cu un număr mare de necunoscute fără a depăși memoria calculatoarelor existente la ora actuală.

BIBLIOGRAFIE

1. J. S. Przemieniecki, *Theory of matrix structural analysis.* Mc. Graw-Hall Boox Company New York, 1968.
2. M. F. Rubinstein, *Matrix computer analysis of structures,* Pretince-Hall, Inc., Englewood Clifs, N.J., 1966.

РАСЧЕТ СТАТИЧЕСКИМ НЕОПРЕДЕЛИМЫХ СИСТЕМ, ПОЛЬЗУЯСЬ МЕТОДОМ ПОДСИСТЕМ

(Резюме)

В работе излачается метод перемещеный в матричной формулировке для расчета статически неопределимых систем, посредством метода подсистем.

После изложения метода, расчитываются перемещения и узловые силы в подсистемах, предположив что общие узлы являются неподвижными, а затем определяются перемещения общих узлов и узловые силы подсистем, а также реальное равновесное состояние.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

NECESITATEA UNOR FUNDAMENTĂRI NOI ÎN CALCULUL ÎMPINGERII PĂMÎNTULUI

DE

V. IZDRĂILĂ

Datele experimentale asupra stării de tensiune în pămînt, asupra mărimii împingerii şi repartizării presiunilor pe suprafaţa zidurilor de sprijin au demonstrat că împingerea pămîntului reală este mai mare decît cea calculată cu metodele obişnuite şi că repartizarea presiunilor este triunghiulară numai în anumite cazuri. Astfel :

a) Măsurătorile efectuate de Muhs [6] pe un perete de sprijin de 24 m înălţime au condus la valori sporite ale coeficientului de împingere, faţă de cele date de teoriile clasice ; valorile lui K oscilează între 0,3 şi 0,5, micşorîndu-se la baza zidului.

b) Grador [3] a efectuat de asemenea măsurători, la scară mai redusă, pentru determinarea coeficientului de presiune activă a unui nisip cu un unghi de frecare interioară $\Phi = 35°$. Rezultatele măsurătorilor sînt trecute în fig. 1 în funcţie de deplasarea peretelui de sprijin, considerat rigid. Concluziile la care s-a ajuns cu această ocazie sînt edificatoare :

— coeficienţii de împingere activă sînt mai mari decît cei calculaţi cu metoda Coulomb-Résal (linia dreaptă din figură) ;

— variaţia presiunii nu este triunghiulară ci aproximativ parabolică, avînd un maxim în apropiere de mijlocul înălţimii şi deci centrul de greutate al presiunilor este situat mult în sus faţă de treimea inferioară ; el coboară pe măsură ce deplasarea peretelui creşte ;

— presiunile scad pe măsură ce deplasarea (rotirea) zidului creşte şi se apropie de cele calculate, pentru o deplasare egală cu 15×10^{-3} din înălţime ; în acest caz variaţia presiunilor se apropie de cea triunghiulară ;

— pentru o deplasare nulă (peste fix), coeficientul de împingere măsurat — devenit K_0 — are, pentru jumătatea superioară a zidului, valori aproximativ duble faţă de K_a calculat.

Este demn de reţinut faptul că deplasarea necesară a peretelui pentru obţinerea ipotezelor clasice de împingere este mult mai mare decît cea prezumată de Terzaghi (15×10^{-5} faţă de $0{,}5 \times 10^{-3}$).

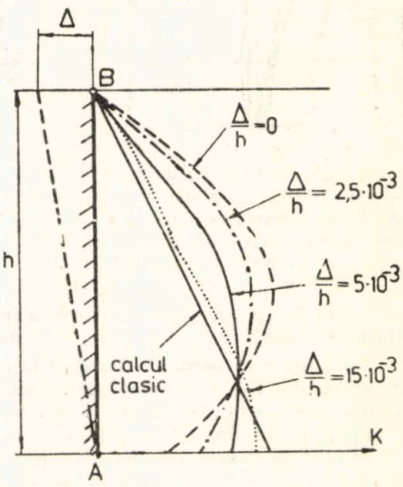


Fig. 1.

c) Filroze [2] a făcut experienţe în scară mare, în condiţii apropiate de cele naturale, măsurînd presiunea dată de împingerea pămîntului asupra unor pereţi verticali din beton armat de 4,25 m înălţime, rigizi şi deformabili. Rezultatele au arătat că pentru pereţii stabili (rigizi), presiunile laterale în apropierea tălpii de fundaţie sînt mai mici şi se apropie de cele stabilite în cazul împingerii active a pămîntului, pe cînd în zonele superioare şi medii tensiunile orizontale depăşesc cu mult pe cele de calcul date de starea activă a pămîntului din ipoteza clasică (fig. 2).

Experienţele au mai arătat că influenţa sarcinilor exterioare la încărcare şi mai ales la descărcare, se resimte mai mult în partea superioară a peretelui, presiunile din zonele inferioare rămînînd aproape nemodificate fapt constatat şi de autor [5] în special în cazul nisipurilor îndesate.

d) Rezultate apropiate de cele ale lui Filroze a obținut cercetătorul italian Viggiani [7], prin măsurători pe ziduri de sprijin din beton armat în mărime naturală, cu o înălțime totală de 8,80 m, avînd deformații și deplasări foarte mici, practic neglijabile. Măsurătorile efectuate imediat după terminarea zidului și completarea umpluturii din spatele lui au atestat o presiune crescîndă cu adîncimea după o lege aproape liniară ; la partea inferioară a zidului presiunile se abat de la variația liniară, fiind ceva mai mici decît cele calculate, deci prezentînd o diagramă apropiată de cea din fig. 2. Alura tensiunilor orizontale pe suprafața de sprijin s-a menținut aproximativ aceeași și după un an de la construcție și darea în funcțiune, în schimb valoarea lor a crescut foarte mult, atingîndu-se în unele secțiuni mărimi corespunzătoare unui coeficient de împingere apropiat de 1, ca urmare a tasării și consolidării umpluturii din spate din cauza infiltrațiilor puternice de apă și a sarcinilor exterioare.

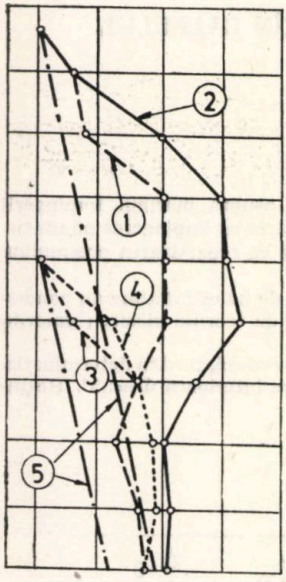


Fig. 2.
1 p din γ_a(h=4,25 m) ; 2 p din γ_a și q (h=4,25 m) ; 3 p din γ_a (h=2,7 m) încărcare ; 4 p din γ_a (h=2,7 m) descărcare ; 5 p din calcul.

e) Peter von Becker [1] a făcut măsurători directe privind valoarea presiunilor din împingerea pămîntului pe ziduri de sprijin de 15,5 m și respectiv 12,0 m înălțime, cu o suprafață înclinată cu $\operatorname{tg}\theta = 1:4$ și $\beta = 0$.

Față de valorile coeficientului de împingere activă de 0,278÷0,295 calculate cu teoriile clasice (Coulomb), rezultatele măsurătorilor au fost următoarele :

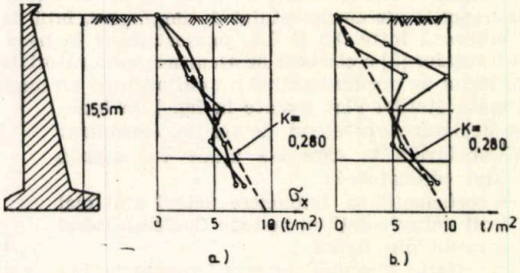


Fig. 3.

— la începutul exploatării, adică imediat după executarea umpluturii din spatele zidului valorile obținute pentru K se apropie de valoarea calculată (fig. 3, *a*) ;

— după o perioadă de 3 ani, prin consolidare, echilibrul s-a restabilit și presiunile măsurate au condus la un coeficient de împingere K mai mare așa cum se vede în fig. 3, *b* ; valorile măsurate ale coeficientului de împingere mediu (0,344) se apropie de valoarea coeficientului de împingere în stare de repaus dat de relația lui Jaky ($K_0 = 1 - \sin\theta$) adică 0,365.

Avînd în vedere cele de mai sus, Becker recomandă pentru zidurile de sprijin înalte și mai ales pentru cele pentru care nu se poate calcula precis deformabilitatea și deci valoarea exactă a presiunilor din împingere, considerarea pentru calculul împingerii a unor valori sporite date de coeficientul de împingere în stare de repaus, calculat după Jaky sau chiar după Siedek : $K_0 = 0{,}25 + 0{,}75\ K_a$, care în cazul de mai sus conduce la $K_0 = 0{,}458$.

f) Aproximativ aceleași rezultate le-au obținut Iakovlev, Varghin, Ohde, Mekke, Tcheng, Dubrova [5] ; centrul de greutate al diagramei presiunilor se ridică, pe măsură ce crește deplasarea părții inferioare a suprafeței de sprijinire, ajungînd, în cazul pietrișurilor, pînă la 2/3 h de la baza sprijinirii.

Rezultatele obținute mai sus prin măsurători efectuate pe ziduri de înălțime mare, concordă cu ideia lui Terzaghi [5] că „la ziduri de sprijin care nu cedează are loc o creștere a presiunii printr-o reașezare a granulelor, ca urmare a pătrunderii apei ploilor și a unor trepidații".

Terzaghi se referă la procedeul de consolidare a pămîntului și la apariția împingerii în stare de repaus (K_0), incluzînd în această valoare și o creștere ulterioară a presiunii.

Ipoteza dependenței coeficienților de împingere de deformația și deplasarea ecranului de sprijin și de starea de îndesare a materialului de umplutură a fost confirmată și prin deducții

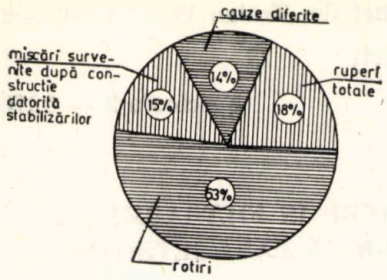


Fig. 4.

teoretice și cercetări experimentale [4], [5]. Repartizarea liniară a presiunii apare numai pe lîngă o rotire a peretelui în sens invers orar, motiv pentru care majoritatea cercetătorilor recomandă o redistribuire a presiunii față de cea dată de ipotezele clasice. Stările limită, activă și pasivă corespund celor două stări generalizate de echilibru limită, implicînd condiții de deformații și necesitînd aplicarea unor coeficienți de siguranță.

Neconcordanța dintre calculele clasice și repartizarea reală a presiunilor din împingere pe zidurile de sprijin explică și numărul mare de accidente survenite prin pivotarea (rotirea) zidurilor de sprijin (fig. 5) așa cum rezultă din ancheta făcută de asociația americană a inginerilor de căi ferate [5].

În aceste condiții se impune :

— căutarea unor metode de calcul și deci a unor coeficienți de împingere mai apropiați da realitate (suprafețe de alunecare curbe, suprafețe de curgere ipoteze reologice etc.) ;

— considerarea în calculul împingerii a influenței deformației și deplasării ecranelor de sprijin și utilizarea în cazuri particulare a coeficientului de împingere în stare de repaus (K_0) ;

— studii asupra frecării interioare a pămînturilor, inclusiv influența ei asupra stabilității ;

— aprecierea importanței stării de îndesare a materialului de umplutură din spatele sprijinirilor și a influenței pe care această stare de îndesare o are asupra coeficienților de împingere.

BIBLIOGRAFIE

1. Becker P. von, *Erddruck und Wandbewegengsmessungen an zwei hohen Flügelwänden eines Brückenwiderlagers.* Die Bautechnik Berlin, 1970.
2. Filroze R.M., *Cercetări experimentale asupra împingerii pămînturilor la un zid de sprijin* (l. rusă). Gidrotehnicescoe Stroitelstvo — Moscova 1967.
3. Grador J., *Etude éxperimentale de la pression exercée par un massif pulverulent sur un mur de souténement.* Travaux, Paris, 1948.
4. Herzog M., *Erddruck auf Brückenwiderlager.* Strassee, Brücke und Tunel, Berlin 1970.
5. Izdrăilă V., *Considerații privind calculul împingerii active a pămînturilor necoezive. Impungerea în stare de repaus și teoria mediilor discrete.* Iași 1973.
6. Mühs H., *Erddruckmessungen an einer 24 m hohen starren Wand.* Bauplanung und Bautehnik, Berlin 1974.
7. Viggiani C., Azoini esercitate dal terrapiento su di un muro di sistegno in cemento armato. IX Convegno di geotehnica. Genova 1968.

DIE NOTWENDIGKEIT NEUER GRUNDLAGEN IN DER BERECHNUNG DES ERDDRUCKES

(ZUSAMMENFASSUNG)

Die in der letzten Zeit durchgeführten experimentellen Untersuchungen an hohen Stützmauern, bestätigen einen durch den Erdschub erzeugten Druck der verschieden ist vom dem, durch die herkömmlichen Methoden berechneten, sowohl als Grösse und besonders als Verteilung.

Anderseits wurde theoretisch und experimentell festgestellt das der Schub zum grossen Teil von Weg und der Verformung der Stützwand abhängt als auch von Verdichtungsgrad der Auffüllung. Auf grund dieser Feststellungen ist est notwendig die vorhandenen Berechnungsmethoden zu überprüfen. Ausserdem wurden einige Richtlinien für die Tätigkeit auf diesem Gebiete angeführt.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

ANALIZA PROCESULUI DE REŢINERE ÎN FILTRAREA ULTRARAPIDĂ ŞI CĂILE DE OBŢINERE A PARAMETRILOR DETERMINANŢI

DE

V. POP

1. **Considerente de ordin general.** Filtrarea la viteze mari sau filtrarea ultrarapidă, reprezintă o posibilitate de a obţine în condiţii specifice, debite sporite de apă limpezită la anumiţi parametrii de calitate. În funcţie de eficienţa obţinută în acest fel şi de costurile probabile, rezultă utilitatea folosirii filtrării ultrarapide, fie pentru nevoile calitative cerute de industrie, fie ca treaptă prealabilă de prefiltrare în procesul de limpezire a apei potabile, în vederea micşorării încărcării filtrelor rapide [1].

Cercetările experimentale, cu viteze cuprinse între 13,5 şi 45 m/h, au pus în evidenţă dependenţa comportamentului filtrului, de valoarea parametrului filtrării λ.

Analiza modificărilor privind calitatea efluentului, reflectă un fenomen asemănător celui întîlnit în filtrarea rapidă, reducerea concentraţiei suspensiilor pe grosimea stratului filtrant desfăşurîndu-se după o lege exponenţială [5], astfel că pentru caracterizarea procesului de filtrare ultrarapidă, s-a acceptat sistemul de ecuaţii diferenţiale utilizat pentru descrierea procesului de filtrare rapidă [1], [2], [3], [4]:

$$\frac{\partial C}{\partial x} = -\lambda C \tag{1}$$

$$\frac{\partial C}{\partial x} = -\frac{1}{v}\frac{\partial \sigma}{\partial t} \tag{2}$$

în care C este concentraţia materiilor în suspensie din efluent, λ parametrul filtrării, x grosimea stratului filtrant, σ depozitul specific iar v viteza aparentă de filtrare.

La începutul filtrării, cînd $t=0$, parametrul filtrării λ este constant şi egal cu λ_0, valoare ce reprezintă parametrul iniţial al filtrării.

Cum în filtrarea rapidă valorile parametrilor λ şi λ_0 sînt influenţate de un număr mare de factori [2], [4], pentru filtrarea ultrarapidă cercetarea acestor parametrii s-a făcut în raport de durata filtrării, mărimea vitezei de filtrare şi mărimea granulelor stratului filtrant, factori consideraţi ca determinanţi.

2. **Rezultatele cercetărilor de laborator.** Pentru efectuarea experienţelor s-a folosit un filtru confecţionat dintr-un tub de masă plastică avînd diametrul de 150 mm şi înălţimea utilă de 2 000 mm, prevăzut cu prize la diverse nivele pentru controlul modificărilor calitative şi a măsurării pierderii de sarcină [5]. S-a filtrat apă brută din rîul Bega la viteze de 13,5 ; 30 şi 45 m/h, folosind ca şi strat filtrant un nisip cuarţos în grosime de 102 cm şi cu granulaţie relativ uniformă, diametrul mediu al granulelor fiind de 1,6 ; 2,25 ; 3,2 şi 4,25 mm.

2.1. *Determinarea parametrului filtrării* λ. Valorile medii pentru parametrul filtrării λ s-au calculat, folosind rezultatele experienţelor de laborator plecînd de la expresia (1). Transcrierea grafică a acestor valori, în funcţie de timp, atestă creşterea acestora în perioada iniţială de filtrare, adică în primele 60 minute (cu mici variaţii între 45 şi 75 minute), ca apoi valorile să scadă în timp. Reprezentînd la scară dublu logaritmică variaţia parametrului reţinerii în funcţie de timp, pentru primele 60 minute, rezultă drepte al căror coeficient unghiular este aproximativ egal cu 1/3, ca apoi valorile să descrească ordonîndu-se aproximativ pe o dreaptă, al cărei coeficient unghiular este de 2/3.

De aici rezultă faptul că pentru $t \leqslant 1$ oră, valorile lui λ cresc proporţional cu timpul la puterea 1/3, plecînd de la valoarea λ_0, iar pentru $t > 1$ oră valorile descresc, proporţional cu

timpul la puterea 2/3. Pentru respectarea condițiilor de margine s-au introdus constantele a și b. Expresia generală a parametrului λ se poate scrie sub forma :

$$\lambda=\lambda_0 f(t.) \tag{3}$$

pentru :

$$t \leqslant 1 \text{ oră} : \lambda=\lambda_0 (1+at^{1/3}) \tag{4}$$

$$t \geqslant 1 \text{ oră} : \lambda=\lambda_{max} [1-b(t-1)^{2/3}] \tag{5}$$

unde $\lambda_{max}=\lambda_0 (1+at^{1/3})$, pentru $t=1$ oră.

Relațiile (4) și (5) redau modificările parametrului filtrării în raport cu timpul pentru întregul ciclu de filtrare.

În fig. 1 ... fig. 4, sînt redate modificările în timp ale parametrului filtrării

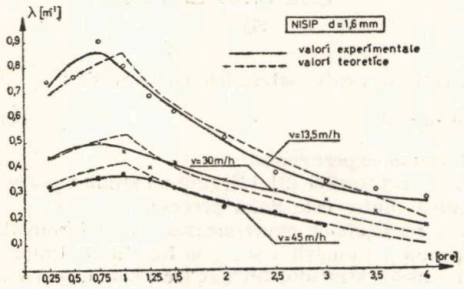


Fig. 1

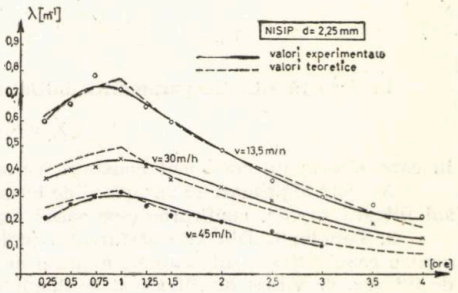


Fig. 2.

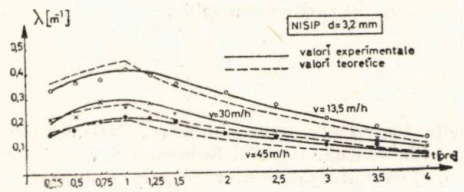


Fig. 3.

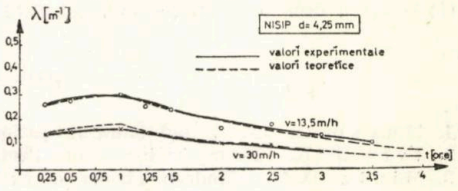


Fig. 4.

Pentru perioada inițială de filtrare ($t \leqslant 1$ oră), relația obținută (3), este identică cu cea stabilită pentru aceeași perioadă în filtrarea rapidă, de către alți cercetători [4], confirmînd și pe această cale asemănarea procesului de reținere din filtrarea ultrarapidă cu cel din filtrarea rapidă.

2.2. *Determinarea parametrului inițial al filtrării* λ_0. Din exprimarea grafică a variației parametrului filtrării λ în funcție de timp, rezultă pentru timpul $t=0$, valorile parametrului inițial al filtrării λ_0.

Plecînd de la premiza acceptată, că parametrul inițial al filtrării λ_0, este dependent de mărimea vitezei de filtrare și de mărimea granulelor stratului filtrant, se poate scrie, în cazul cel mai general funcția :

$$\lambda_0=f(v, d)=K \cdot v^z \cdot d^w \tag{6}$$

Logaritmînd această expresie și considerînd succesiv $d=$constant și $v=$constant, se obțin ecuațiile unor drepte al căror coeficient unghiular determină valoarea exponenților z și w din relația (6).

Reprezentînd în scară dublu logaritmică valorile parametrului λ_0 în funcție de viteza de filtrare și diametrul granulelor materialului filtrant, au rezultat dreptele din fig. 5 și fig. 6 cu valori ale coeficienților unghiulari : $z=-2/3$ și $w=-4/3$.

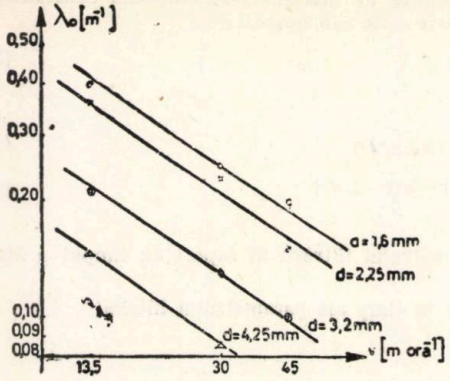


Fig. 5.

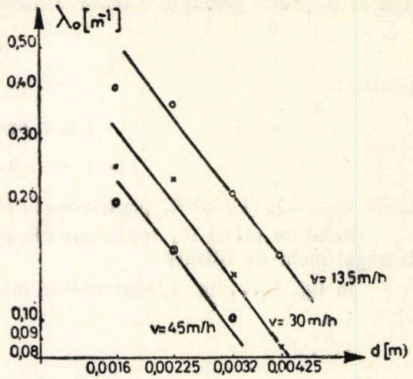


Fig. 6.

În această situație parametrul inițial al filtrării se poate determina cu expresia :

$$\lambda_0 = K \cdot v^{-2/3} \cdot d^{-4/3} \tag{7}$$

în care K este un coeficient constant, ce se determină experimental.

Această exprimare se apropie și de formulările cercetătorilor [3], [4], care au studiat procesul filtrării rapide, confirmîndu-se astfel asemănarea dintre cele două procese.

3. **Concluzii.** Din interpretarea și prelucrarea rezultatelor experimentale, s-au formulat pentru cazul filtrării ultrarapide, expresii ce determină parametrii λ și λ_0, în funcție de timpul de filtrare, de viteza de filtrare și de diametrul granulelor stratului filtrant (relațiile 4, 5 și 7). Aceste formulări confirmă unele cercetări anterioare [5], precum și faptul că procesul de reținere în filtrarea ultrarapidă este în mare parte asemănător celui din filtrarea rapidă.

Relațiile astfel stabilite pot fi folosite la integrarea sistemului de ecuații diferențiale (1) și (2) și deci la descrierea mai detaliată a procesului filtrării ultrarapide.

BIBLIOGRAFIE

1. Huysman L., Rapid Sand Filtration. Delft University of Technology, Netherlands·
2. Ives J K., Theory of Filtration. Proc. Inst. Civ — Eng. Special Subject nr. 7 — 1969·
3. Mintz D. M., Modern Theory of Filtration. International Water Supply Congress — Barcelona 1966.
4. Mirel I., Contribuții la studiul procesului de filtrare rapidă în perioada inițială de reținere. Teză de doctorat, 1974 — Timișoara.
5. Pop V., Unele probleme ale filtrării ultrarapide. Buletinul științific și tehnic al I.P.T. Seria Construcții — Tom 19(33), fasc. 2/1974.

THE ANALYSIS OF THE PROCESS OF RETAINING IN ULTRARAPID FILTERING AND WAIS OF OBTAINING DETERMINATING PARAMETERS

(ABSTRACT)

This work studies the process of ultrarapid filtration on hand of experimental data obtained by filtering crude untreated water from the river Bega, in laboratory conditions. The experiments were done by a filtering speed of 13,5 ; 30 and 45 m/h, using as filtration ground quartz sand with grain diametres of 1,6 ; 2,25 ; 3,2 and 4,25 mm. There were established expressions for the determination of filtration parametres, λ and λ_0, depending on the filtration speed and the size of the grains used as filtration ground. The obtained results prove that the development of the process of retaining in ultrarapid filtration is in its greatest part the same as in rapid filtration.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CONSTRUCŢII

Tom 21 (35) **Fascicola 2 – 1976**

STUDIUL PARAMETRILOR DETERMINANŢI ÎN PROCESUL FILTRĂRII RAPIDE

DE
I. MIREL

1. **Importanţa procesului de filtrare rapidă.** Utilizarea tot mai largă pe care au căpătat-o filtrele rapide în tehnica tratării apei, a impus efectuarea de studii şi cercetări în vederea îmbunătăţirii parametrilor de uzinaj şi a ridicării productivităţii lor, cu scopul de a contribui la folosirea cu mai mare eficienţă a mediilor filtrante şi a suprafeţelor instalate astfel încît apa filtrată obţinută să fie de bună calitate şi la un preţ de cost cît mai redus.

Fenomenele fizice, fizico-chimice şi biologice care intervin în cadrul procesului de filtrare rapidă sînt deosebit de complexe. Complexitatea acestui proces este determinată de numărul mare de parametri care aparţin [1] :

— mediului filtrant, caracterizat prin mărimea, forma şi natura mineralogică a granulelor, porozitatea iniţială şi grosimea stratului filtrant ;

— suspensiei din apa ce se filtrează caracterizată prin mărimea particulelor, natura şi densitatea suspensiei, concentraţia şi porozitatea depozitelor de particule reţinute de mediul filtrant ;

— condiţiilor de ansamblu ale filtrării caracterizate de debitul de filtrare, temperatura apei, metoda de exploatare etc.

2. **Formulări matematice pentru descrierea procesului de filtrare rapidă.** Legea de separare a suspensiilor pe grosimea stratului filtrant, după cercetările lui T. Iwasaki [3], este de forma :

$$C = C_0 \cdot e^{-\lambda \cdot x} \tag{1}$$

iar gradientul reţinerii în mediul filtrant este proporţional cu concentraţia impurităţilor din efluent dat de relaţia :

$$\frac{\partial c}{\partial x} = -\lambda \cdot C \tag{2}$$

în care : C este concentraţia particulelor în suspensie din efluent, în mg/dm³ ; C_0 — concentraţia în suspensii a apei brute, în mg/dm³ ; x — grosimea stratului filtrant, în cm ; λ — parametrul filtrării sau coeficientul de rezistenţă al filtrării, în cm^{-1}.

Notînd cu σ depozitul specific sau cantitatea de suspensii reţinute pe unitatea de volum a mediului filtrant, cu v viteza aparentă de filtrare şi aplicînd legea bilanţului masic se obţine ecuaţia :

$$-\frac{\partial c}{\partial x} = \frac{1}{v}\frac{\partial \sigma}{\partial t} . \tag{3}$$

Ecuaţiile (2) şi (3) formează împreună sistemul general de ecuaţii diferenţiale, prin intermediul cărora se asigură descrierea în ansamblu a procesului de filtrare rapidă. Integrarea acestui sistem de ecuaţii diferenţiale se face în funcţie de valorile caracteristice ale parametrului reţinerii λ.

La începutul procesului de filtrare, cînd $t=0$ parametrul reţinerii λ devine egal cu λ_0 iar legea de separare (1) ia forma :

$$C = C_0 \cdot e^{-\lambda_0 \cdot x}. \tag{4}$$

Cercetările diferiților autori [3], [4], [5], [7] pun în evidență dependența coeficientului de rezistență al filtrării λ de concentrația inițială a apei brute C_0, de mărimea vitezei aparente de filtrare v, de mărimea granulelor mediului filtrant d, de mărimea particulelor în suspensie δ, de forma particulelor în suspensie exprimată prin factorul de formă Ψ, de temperatura apei brute T, de depozitul specific σ, de durata filtrării t cît și de o serie de factori de natură chimică, electrochimică sau biologică.

În consecință:

$$\lambda = f(C_0, v, d, \delta, \psi, T, \sigma, t, \ldots.) \tag{5}$$

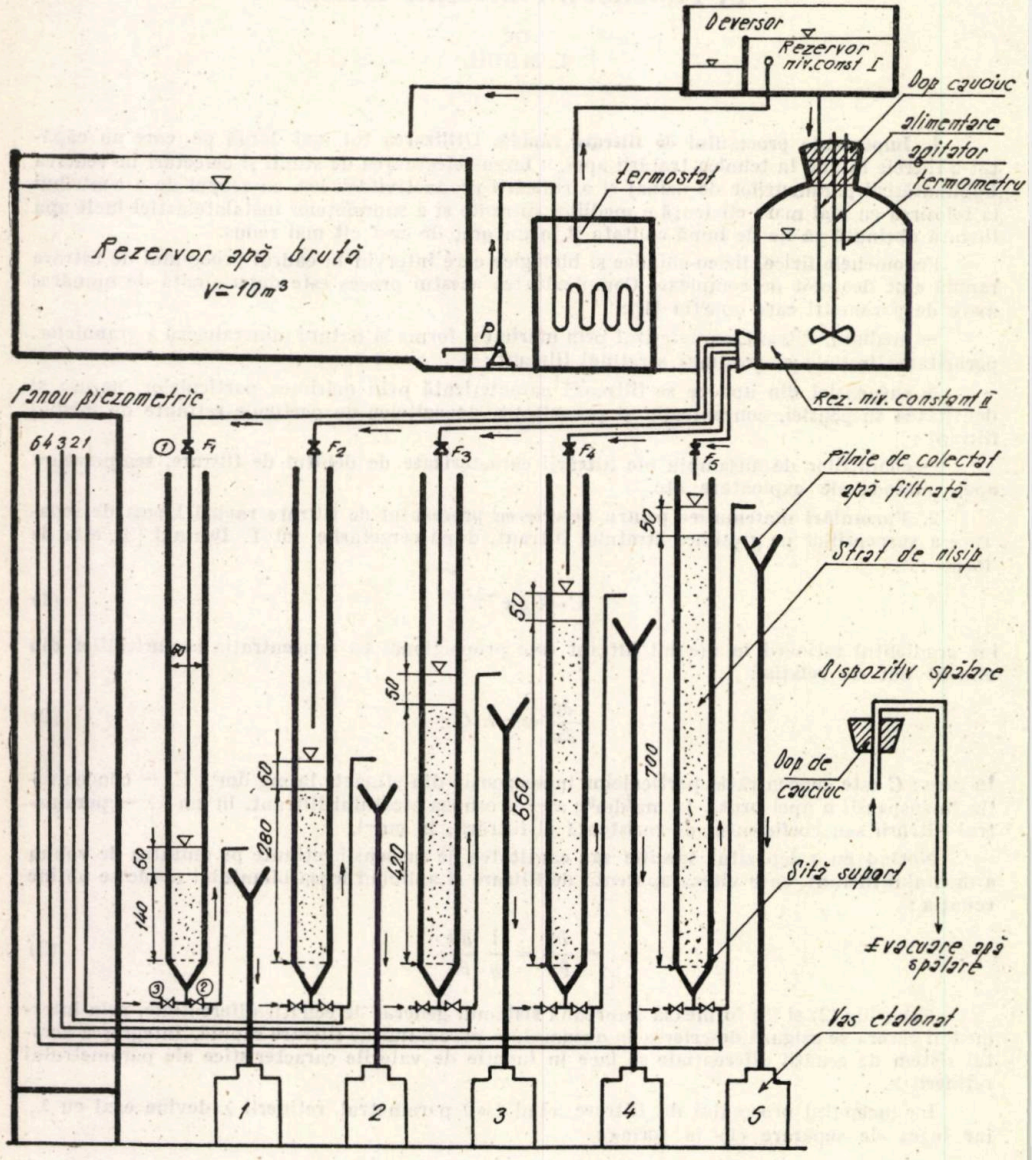


Fig. 1.II. Schema instalației de laborator — L.K.

Pentru anumite condiții inițiale date parametrul filtrării λ se poate exprima prin funcțiile :

$$\lambda = \lambda_0 f(\sigma) \tag{6}$$

$$\lambda = \lambda_0 f(t) \tag{7}$$

în care :

$$\lambda_0 = f(C_0,\ v,\ d,\ \delta,\ \psi,\ T,\ \ldots.) \tag{8}$$

Procesul de filtrare fiind deosebit de complex, formulările matematice de pînă în prezent nu pot cuprinde în ansamblu totalitatea fenomenelor fizice, fizico-chimice sau biologice. Din aceste considerente atît pentru proiectarea cît și pentru exploatarea unităților de filtrare se impune cercetarea fiecărui parametru care participă la procesul de limpezire prin filtrare. Cunoscîndu-se aportul fiecărui parametru, în cadrul procesului de limpezire prin filtrare, se pot stabili condițiile și criteriile de optimizare pentru oricare situație dată. Răspunsul la aceste cerințe nu se poate da decît în baza cercetărilor pe filtre la scară de laborator, pe instalații pilot sau direct pe filtre la scară industrială.

3. **Cercetări experimentale.** Eficiența filtrării fiind condiționată, în principal, de mărimea vitezei de filtrare, de caracteristicile fizico-chimice ale apei de limpezit, de grosimea și structura granulometrică a mediului filtrant, cercetarea fenomenului a fost urmărită pe instalația de laborator (fig. 1), amenajată în cadrul laboratorului de tehnologia și chimia apei de la universitatea tehnică din Karlsruhe (R.F.G.).

Experiențele pe acest stand, s-au efectuat pentru cinci grosimi distincte ale stratului filtrant de 14, 28, 42, 56 și 70 cm, echipate cu trei sorturi de nisip cuarțos cu granulele de 0,9 la 1,0 mm, 1,0 la 1,5 mm și 1,5 la 2,0 mm, prin care s-au filtrat ape cu concentrații medii de 10,30 și 60 mg/dm³ la viteze de 5, 10 și 15 m/h. În timpul desfășurării experiențelor atît temperatura cît și turbiditatea apei brute s-au menținut constante.

Pentru a apropia rezultatele experimentale de cele uzinale, s-a ales pentru realizarea concentrațiilor dorite kaolinul la care dimensiunea medie a particulelor nu a depășit 15—20 μ.

Pe baza înregistrărilor obținute pe standul experimental, în tabela 1, sînt redate pentru $C_0 = 30$ mg/dm³, modificările în timp ale parametrului real al filtrării $\lambda^* = \lambda/b$, în funcție de mărimea granulelor mediului filtrant și de viteza aparentă de filtrare. Parametrul λ^* s-a obținut prin corectarea parametrului λ cu coeficientul $1/b$ astfel încît să se respecte legea de separare (1) propusă de Iwasaki [3].

Tabelul 1

d [mm]	v [m/h]	λ_0 [m^{-1}]	t [min] 10	20	30	60	90	120	λ_0 [m^{-1}]	Nr. exp. (L.K.)
0,9 . . . 1,0	~5	λ	1 495	1 660	1 880	2 135	2 420	2 520		38
		b	0 935	0 934	0 943	0 935	0 940	0 934		
		λ^*	1 600	1 780	1 995	2 282	0 257	2 710	1 490	
	~10	λ	1 120	1 360	1 528	1 690	1 500	1 610		36
		b	0 920	0 926	0 935	0 930	0 907	0 934		
		λ^*	1 220	1 470	1 635	1 820	1 655	1 725	1 050	
	~15	λ	0 853	0 987	1 150	1 300	1 200	1 320		37
		b	0 955	0 965	0 990	1 000	1 000	1 000		
		λ^*	0 894	1 023	1 160	1 300	1 200	1 320	0 580	
1,0 . . . 1,5	~5	λ	—	1 350	1 600	1 625	1 630	1 600		6
		b	—	0 820	0 800	0 760	0 720	0 718		
		λ^*	(1 480)	1 545	1 875	2 140	2 270	2 230	1 150	
	~10	λ	0 855	0 975	1 082	1 250	1 280	1 390		9
		b	0 955	0 950	0 930	0 892	0 857	0 830		
		λ^*	0 897	1 028	1 165	1 405	1 495	1 680	0 650	

Tabelul 1 (continuare)

d [mm]	v [m/h]	λ_0 [m^{-1}]	t [min] 10	20	30	60	90	120	λ_0 [m^{-1}]	Nr. exp. (L.K.)
1,5...2,0	~5	λ	0 581	0 638	0 715	0 985	1 265	1 240		20
		b	0 930	0 935	0 905	0 880	0 880	0 860		
		λ^*	0 625	0 682	0 790	1 095	1 265	1 440	0 500	
	~10	λ	0 428	0 540	0 631	0 802	0 955	1 190		18
		b	0 940	0 953	0 944	0 890	0 870	0 910		
		λ^*	0 456	0 580	0 670	0 903	1 100	1 350	0 340	
	~15	λ	0 321	0 461	0 530	0 750	0 956	1 094		17
		b	0 950	0 946	0 931	0 900	0 910	0 916		
		λ^*	0 338	0 487	0 568	0 832	1 050	1 198	0 190	

Reprezentările grafice din fig. 2, fig. 3 şi fig. 4, pun în evidenţă pentru perioada iniţială de filtrare [7], modificările în timp ale parametrului real de filtrare λ (pentru simplificare, utilizat fără accent), de viteza de filtrare, în condiţiile limpezirii unei ape de concentraţie constantă $C_0 \cong 30$ mg/dm³ prin trei medii granulare de granulaţie cunoscută.

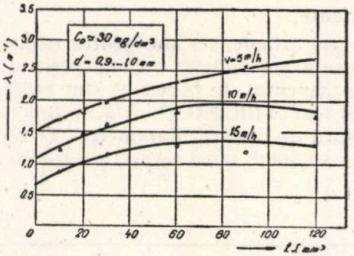


Fig. 2.

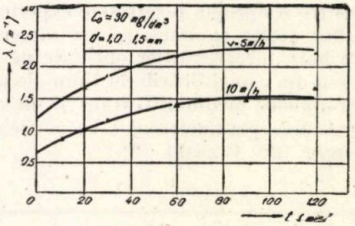


Fig. 3.

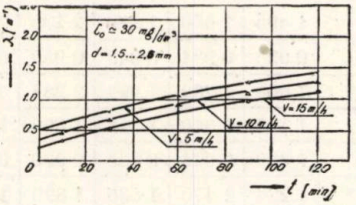


Fig. 4.

Din reprezentarea în coordonate logaritmice, fig. 5, a parametrului real λ în raport cu durata filtrării t, a rezultat, pentru perioada iniţială a filtrării, relaţia :

$$\lambda = \lambda_0 [1 + (a \cdot t)^{1/3}] \tag{9}$$

în care : λ_0 este parametrul iniţial al filtrării, în m^{-1}, calculat în tabelul 1 iar $T = at$ — parametru adimensional.

Parametrul iniţial λ_0 fiind dependent în principal de granulaţia mediului filtrant d şi de viteza de filtrare v, în baza reprezentărilor redate în fig. 6 şi fig. 7, a rezultat relaţia :

$$\lambda_0 = A \cdot v^{-1} \cdot d^{-2} \tag{10}$$

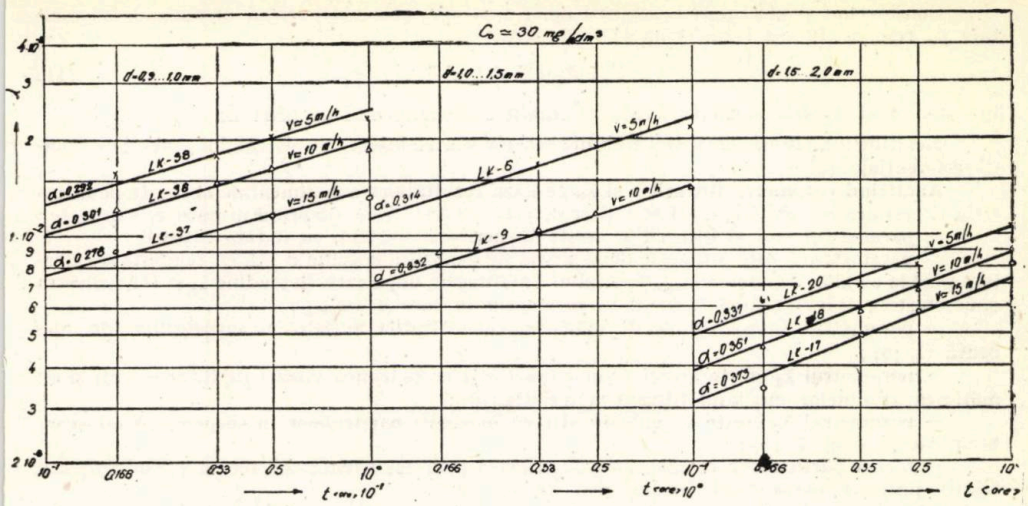
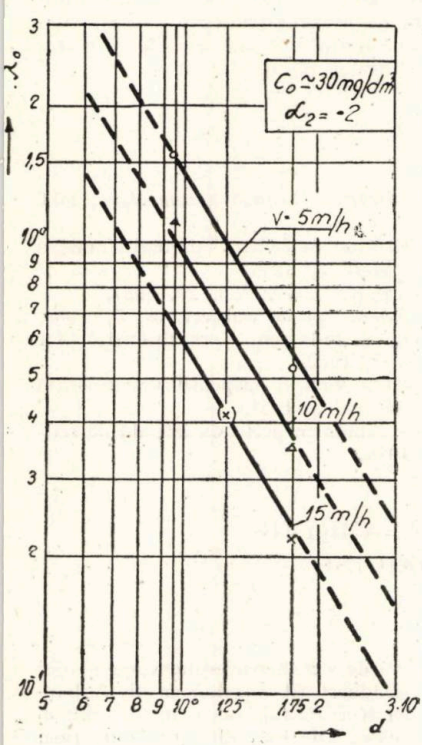

$C_0 \simeq 30$ mg/dm³
d=0,9...1,0mm
d=1,0...1,5mm
d=1,5...2,0mm
LK-38
LK-37
LK-6
LK-9
LK-20
LK-18
LK-17
v=5m/h
v=10 m/h
v=15 m/h
α=0,298
α=0,301
α=0,276
α=0,314
α=0,332
α=0,337
α=0,361
α=0,373
λ
t core, 10⁻¹
t core, 10°
t core

Fig. 5.


$C_0 \simeq 30$mg/dm³
$\alpha_2 = -2$
v=5m/h
10 m/h
15 m/h
λ_0
d

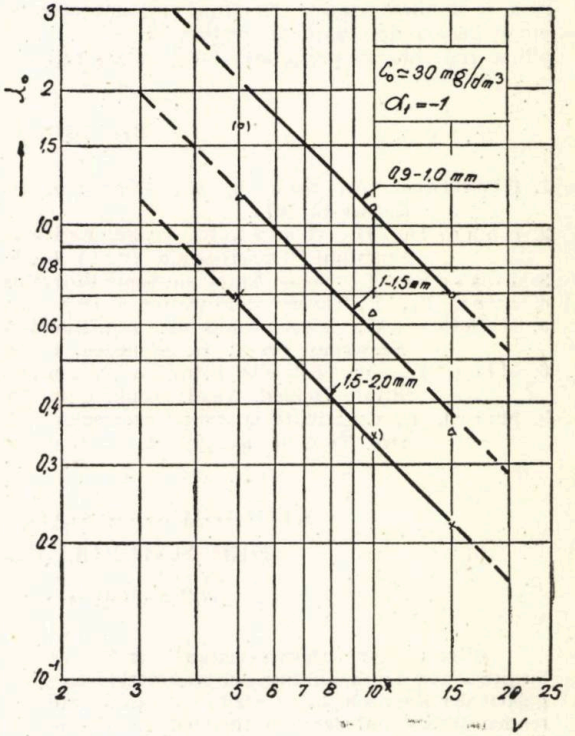

$C_0 \simeq 30$ mg/dm³
$\alpha_1 = -1$
0,9-1,0 mm
1-1,5mm
1,5-2,0mm
λ_0
V

Fig. 6.

Considerînd și efectul temperaturii apei, exprimat prin coeficientul dinamic de vîscozitate μ, relația (10) se transformă [7] sub forma :

$$\lambda_0 = A_0 \cdot v^{-1} \cdot d^{-2}\ \mu^{1/2} \tag{11}$$

în care : A și A_0 sînt coeficienți care se stabilesc experimental pe filtre model.

Relațiile (9), (10) și (11) astfel stabilite servesc pentru integrarea sistemului general de ecuații diferențiale (2) și (3).

Analizînd parametrii filtrării λ și λ_0 pe baza rezultatelor experimentale obținute pe instalația experimentală din fig. 1 cît și a altor cercetători [2 . . .7] se desprind următoarele aspecte :

— parametrul real al filtrării λ, crește în perioada inițială, cu durata filtrării ;

— parametrul λ este o funcție dependentă de depozitul specific σ [4], cu tendința de creștere pînă la o valoare maximă λ_{max} în stadiul I al filtrării, după care, în stadiile II și III, urmează o descreștere treptată pînă la $\lambda=0$ în momentul în care $\sigma=\sigma_{max}$;

— parametrul λ nu depinde de mărimea concentrației inițiale a suspensiilor de apa brută C_0 [5] ;

— parametrul λ_0 crește invers proporțional atît cu mărimea vitezei de filtrare v cît și cu mărimea granulelor mediului filtrant d (relația 10) ;

— parametrul λ_0 crește ca valoare atît cu mărimea particulelor în suspensie δ cît și cu temperatura apei T [5] ;

— forma particulelor în suspensie, exprimată prin coeficientul de formă ψ, influențează relativ puțin valoarea coeficientului real de filtrare λ.

4. **Concluzii.** În baza rezultatelor experimentale proprii și a celor din literatura de specialitate se analizează ansamblul parametrilor care influențează desfășurarea în general a procesului de limpezire prin filtrele rapide de nisip. S-au considerat ca parametri determinanți : mediul filtrant caracterizat prin natura și grosimea sa, mărimea granulelor, respectiv porozitatea nisipului ; caracterul și concentrația suspensiilor din apă ; condițiile filtrării caracterizate prin viteza de filtrare, temperatura apei și metoda de exploatare. Cercetînd influența vitezei de filtrare, a granulației mediului filtrant și a timpului ca factori determinanți, a temperaturii, a factorului de formă și a mărimii particulelor în suspensie asupra parametrului real al filtrării λ, se stabilesc relațiile (9), (10) și (11) cu ajutorul cărora se poate asigura integrarea sistemului general de ecuații diferențiale (2) și (3). Rezultatele obținute se pot considera la stabilirea criteriilor de proiectare și exploatare rațională a filtrelor rapide de nisip.

BIBLIOGRAFIE

1. Florescu, A., Sandu, M., *Progrese în tehnica filtrării — Sinteză documentară*, IDT București, 1972.
2. Hahn, H., H., Maier, P., P., Simulation von Filtrationsmodellen. Veröfentlichungen Lehrstuhl Wasserchemie (T.H.) Karlsruhe, Heft 5, 1971.
3. Iwasaki, T., Some Notes an Sand Filtration, Journal AWWA, vol. 29, 1937.
4. Ives, K., I., Theory of Filtration — IWS Congres Wien, Special Subject, nr. 7, 1969.
5. Mahida, V., Mechanismus der schnellsandfiltration. Disertation. Versuchsanstalt für Wasserbau der T. H. München, Bericht nr. 5, 1962.
6. Minț, D., M., Kinetika filtrații malo kontentrirovanih vodnih suspensii vodnocistnih filtrah, Doklad. Akad. Nauk, URSS, Tom. 78, nr. 2, 1951.
7. Mirel, I., Contribuții la studiul procesului de filtrare rapidă în perioada inițială de reținere. Teză de doctorat. I. P. Timișoara — 1974.

STUDIUM DER HAUPTPARAMETER DER SCHNELLFILTRIERUNG

(ZUSAMMENFASSUNG)

Miteels einer Laboreinrichtung für Wasserklärung wurde der Separierungsvorgang der Suspensionen durch Einfluss der Hauptfaktoren studiert. Dadurch ist es gelungen die Abhängigkeit der Kennzahl λ von der Filtriergeschwindigkeit v, der Kornzusammensetzung des filtrierenden Mileus und der Funktionszeit des Filters auszudrücken. Die Formulierung kann man zur quantitativen und qualitativen Kennzeichnung des Schnellfiltriervorganges benutzen.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

DETERMINAREA COMPLEXONOMETRICA A COBALTULUI CU ACID ANTRANIL-*N*, *N*-DIACETIC ÎN PREZENŢA DE MUREXID CA INDICATOR

DE

C. DRĂGULESCU, ROZALIA KUZMAN-ANTON şi VERONICA CHIRIAC

Primită la redacţie la data de 31.03.1976

Acţiunea chelatizantă a acidului antranil-*N*, *N*-diacetic (ANDA), asupra unui mare număr de cationi a fost studiată fotoclorimetric, spectrofotometric [1] şi prin alte metode [2]. Cunoscînd valorile constantelor de stabilitate a fost posibilă instituirea unor metode de determinare volumetrică folosind ANDA ca reactiv de titrare [3], [4], [5], [6].

Studiile spectrofotometrice întreprinse asupra reacţiei dintre Co (II) şi ANDA, folosind metoda rapoartelor molare variabile [7], au arătat că la *p*H = 5,0 se formează un complex cu raportul Co (II) : ANDA = 1 : 1 (fig. 1).

Stabilitatea acestui complex în funcţie de *p*H este maximă în intervalul de *p*H = = 5,0 — 7,5 [8]. Constanta aparentă de instabilitate determinată din curba rapoartelor molare variabile [9] are valoarea $K = 7{,}02 \cdot 10^{-6}$, apropiată de aceea determinată de noi pe o altă cale [1].

Din încercările experimentale rezultă că *p*H-ul optim, la care determinarea Co (II) se poate efectua cu erori minime, este de *p*H = 7,0 — 8,0. Menţinerea constantă a *p*H-ului s-a realizat cu tampon NH_3/NH_4Cl.

În condiţiile stabilite de noi, determinarea Co (II) cu ANDA în prezenţă de murexid se poate face cu precizie bună pentru cantităţi de 2 — 15 mg Co (II)/100 cc soluţie (tabelul 1).

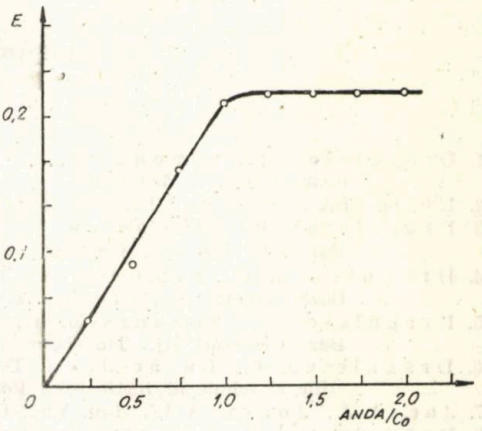


Fig. 1. Metoda raporturilor molare variabile pentru complexul Co(II)ANDA. $Co(II) = 5 \cdot 10^{-3}$ M şi cantităţi variabile de ANDA ; *p*H = 5,0 ; $\lambda = 520$ nm.

Tabelul 1

Rezultatele titrării Co (II) cu ANDA în prezenţă de murexid

	Luat mg	Găsit mp	Eroare %		Luat mg	Găsit mg	Eroare %
1	0,5631	0,5630	−0,02	13	5,6310	5,6160	−0,26
2	0,5631	0,5684	+0,94	14	5,6310	5,6030	−0,49
3	0,5631	0,5684	+0,94	15	8,4465	8,4578	+0,13
4	1,6893	1,6915	+0,13	16	8,4465	8,4443	−0,02
5	1,6893	1,6889	−0,02	17	8,4465	8,4578	+0,13
6	1,6893	1,6943	+0,30	18	11,2620	11,3270	+0,57
7	2,8155	2,8148	−0,02	19	11,2620	11,3030	+0,36
8	2,8155	2,8148	−0,02	20	11,2620	11,3030	+0,36
9	2,8155	2,8282	+0,44	21	16,8930	16,8480	−0,27
10	2,8155	2,8220	+0,23	22	16,8930	16,8610	−0,19
11	5,6310	5,6323	+0,02	23	16,8930	16,8610	−0,19
12	5,6310	5,6470	+0,28				

Condiţiile mai sus amintite corespund valorilor mici ale *p*K-urilor pentru ANDA, fapt ce determină o slabă capacitate de coordinare a acestuia. Se impune astfel o respectare riguroasă a limitelor de *p*H=7,0—8,0 pentru a obţine rezultate bune şi concordante. La un *p*H>8,0 rezultatele vor fi afectate de erori în minus prin trecerea parţială a Co (II) în hidroxid. Li *p*H<7,0 există pericolul descompunerii acide a complexonatului de cobalt ceea ce ar duce la erori în plus prin necesitatea unei supratitrări. Titrarea la *p*H acid nu este compatibilă nica cu stabilitatea complexului metal-indicator folosit.

Folosirea tamponului acetic n-a dus la rezultate concordante, ceea ce s-ar putea datora tocmai *p*H-ului prea mic realizat prin tamponare.

Determinarea este deranjată de toţi cationii care precipită la *p*H-ul de lucru sau complexează cu ANDA.

Încercările noastre de a titra Co (II) în prezenţa unor cationi trivalenţi care pot fi complexaţi cu fluorură, au dat rezultate numai pentru Al (III) dar şi pentru acesta numai la un raport de concentraţii Al (III)/Co (II)=1/10.

Titrarea cobaltului nu se poate efectua în prezenţa anionilor oxidanţi, deoarece se formează complecşi micşti.

BIBLIOGRAFIE

1. Drăgulescu, C., Simonescu, T., Menessy, I., Anton, R., Rev. Roumaine Chim., *7*, 161 (1962).
2. Uhlig, E., Kranich, R., J. Inorg. Nuclear Chem., *29*, 1164 (1967).
3. Drăgulescu, C., Simonescu, T., Anton, R., Studii şi Cercetări Şti., Chim., Baza Cercetări Sti., Timişoara, *6*, 21 (1959).
4. Drăgulescu, C., Simonescu, T., Anton R., Studii şi Cercetări Şt. Chim., Baza Cercetări Şt., Timişoara, *6*, 29 (1959).
5. Drăgulescu, C., Simonescu, T., Anton, R., Studii şi Cercetări Şti., Chim., Baza Cercetări Şti., Timişoara, *6*, 35 (1959).
6. Drăgulescu, C., Lazăr-Jucu, D., Kuzman-Anton, R., Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic Timişoara, *11*, 69 (1966).
7. Joe, A. J., Jones, A. L., Ind. Eng. Chem., Anal. Ed., *16*, 111 (1944).
8. Drăgulescu, C., Rozalia Kuzman-Anton, Tribunescu P., Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara, *15*, 137 (1970).
9. Harvey, A. E., Manning, D. L., J. Amer. Chem. Soc., *72*, 4488 (1950).

COMPLEXOMETRIC DETERMINATION OF COBALT WITH *N'N*-BIS (CARBOXYMETHYL) ANTHRANILIC ACID IN PRESENCE OF MUREXID AS INDICATOR

(ABSTRACT)

The composition and the stability of $[Co\text{-}ANDA]^{\ominus}$ -complexonate has been studied by spectrophotometric investigations.

Using this experimental data, the conditions of the complexonometric determination of Co (II) with ANDA (murexide as indicator) were established.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

ECHILIBRE DE FORMARE A COMBINAŢIILOR MIXTE $Ag_2[N(Alc)][Me(CN)_6]$ CU $Me=Fe^{3+}$ ŞI CO^{3+} ŞI $Alc=-CH_3$ ŞI $-C_2H_5$*

DE

P. TRIBUNESCU, OTILIA FACSKO, ECATERINA MERCA

Primită la redacţie la data de 31.01.1976

Într-o notă anterioară s-au descris condiţiile de formare a unor combinaţii mixte de tipul $Ag_2[NH_4][Me(CN)_6]$ în solvent apă-acetonă[1]. Menţionăm că în literatură se semnalează existenţa în soluţie apoasă a unor anioni complecşi de tipul: $R[Fe(CN)_6]^{2-}$ în care R este un cation alcalin sau NH_4^+[2], [3], [4], [5], [6]. Într-o serie de lucrări anterioare [1], [7], [8], [9] am folosit ca solvent un amestec de apă-acetonă, pentru a favoriza formarea unor asemenea anioni complecşi, care în apă au constante de disociere mari [2], [3].

Ţinînd seama de proprietăţile asemănătoare dintre ionii amoniu şi tetraalchilamoniu, în lucrarea de faţă se prezintă rezultatele obţinute la înlocuirea ionilor NH_4^+ prin $N(CH_3)_4^+$ şi $N(C_2H_5)_4^+$. Echilibrul din soluţie s-a urmărit pe calea titrărilor potenţiometrice, cu electrod indicator de argint şi a titrărilor conductometrice cu electrozi de platină.

S-au folosit soluţii ale sărurilor de alchilamoniu cu anionii complecşi $[Fe(CN)_6]^{3-}$ şi $[Co(CN)_6]^{3-}$ care s-au obţinut prin neutralizarea acizilor hexacianici cu hidroxizii de alchilamoniu corespunzători. La rîndul lor, acizii hexacianici s-au obţinut din sărurile de potasiu respective, prin schimb ionic pe un cationit „Merck puternic acid", iar bazele prin trecerea clorurilor peste anionitul „Amberlit I.R.A. 400".

În sistemele ionice $Ag^+ - N(CH_3)_4^+ - [Co(CN)_6]^{3-}$ şi respectiv $Ag^+ - N(CH_3)_4^+ - [Fe(CN)_6]^{3-}$ atît datele titrărilor potenţiometrice, cît şi cele ale titrărilor conductometrice pun în evidenţă formarea din soluţie apoasă a combinaţiilor mixte: $Ag_2[N(CH_3)_4][Co(CN)_6]$ şi respectiv $Ag_2[N(CH_3)]_4[Fe(CN)_6]$. În figura 1 şi 2 sînt reprezentate astfel curbele titrărilor potenţiometrice şi conductometrice pentru combinaţia hexacianocobaltică — curbele *1* se referă la titrarea sărurilor de tetraalchilamoniu, iar curbele *2* la titrarea acizilor hexacianici cu o soluţie de $AgNO_3$. Diagrame perfect similare se obţin şi pentru titrările referitoare la combinaţia hexacianoferică.

În mod similar şi la titrarea sărurilor de tetraetilamoniu, ale acizilor hexacianici, cu $AgNO_3$, din soluţie apoasă precipită sărurile mixte; $Ag_2[N(C_2H_5)_4][Co(CN)_6]$ şi respectiv $Ag_2[N(C_2H_5)_4][Fe(CN)_6]$. Formarea combinaţiilor mixte este arătată de datele titrărilor potenţiometrice şi conductometrice, reprezentate — pentru combinaţia mixtă hexacianocobaltică — în figurile 3 şi 4. Şi la aceste diagrame, curbele *1* corespund titrărilor cu $AgNO_3$ a sărurilor hexacianocobaltice de tetraetilamoniu, în timp ce curbele *2* — arătate pentru comparaţie — corespund titrărilor, în aceleaşi condiţii, a acizilor hexacianici liberi. Evident diagrame perfect similare se obţin şi pentru combinaţia mixtă hexacianoferică.

După cum se observă din datele arătate combinaţiile mixte s-au format direct din soluţie apoasă fără adaos de acetonă, fapt care atestă existenţa în soluţie apoasă a anionilor complecşi: $[N(CH_3)_4][Me(CN)_6]^{2-}$ respectiv $[N(C_2H_5)_4][Me(CN)_6]^{2-}$ cu constante de disociere mai mici decît cele corespunzătoare anionilor ce conţin amoniu.

Pentru verificarea compoziţiei combinaţiilor mixte, acestora li s-a efectuat şi analiza chimică prin dozarea argintului şi separat prin analiză elementară a azotului, carbonului şi hidrogenului. Valorile găsite experimental sînt în bună concordanţă cu cele calculate, pentru toate cele patru combinaţii obţinute.

---

* Lucrarea a fost comunicată la a IV-a Conferinţă Republicană de Chimie Fizică generală şi aplicată, Bucureşti, 1974.

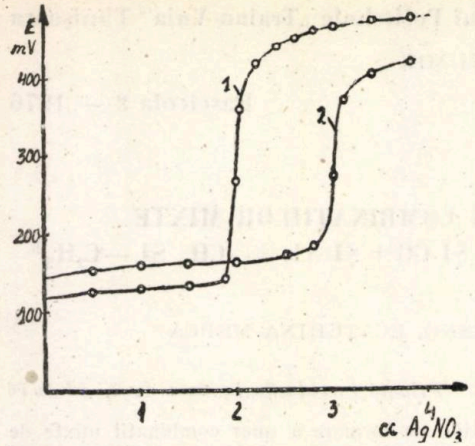


Fig. 1. Curbele titrărilor potențiometrice a cîte 3 ml : *1* — $[N(C_2H_5)_4]_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N; *2* — $H_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N cu $AgNO_3$ 0,1 N.

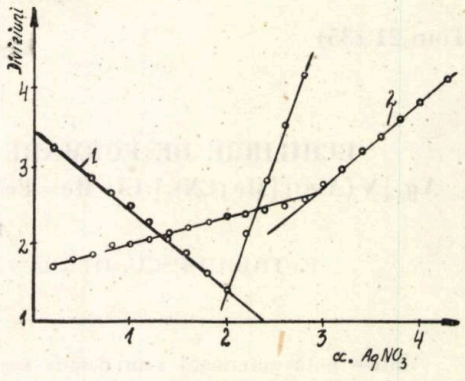


Fig. 2. Curbele titrărilor conductometrice a cîte 3 ml : *1* — $[N(C_2H_5)_4]_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N; *2* — $H_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N cu $AgNO_3$ 0,1 N.

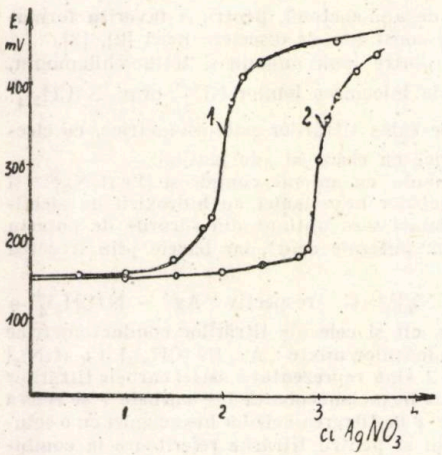


Fig. 3. Curbele titrărilor potențiometrice a cîte 3 ml : *1* — $[N(C_2H_5)_4]_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N; *2* — $H_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N cu $AgNO_3$ 0,1 N.

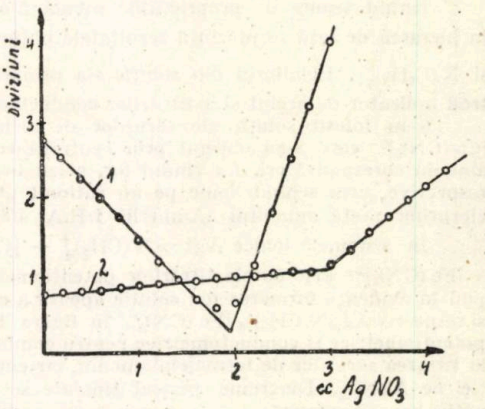


Fig. 4. Curbele titrărilor conductometrice a cîte 3 ml : *1* — $[N(C_2H_5)_4]_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N; *2* — $H_3[Co(CN)_6]$ 0,1 N cu $AgNO_3$ 0,1 N.

Spectrele în I.R. Spectrele în I.R. ale celor patru combinații mixte s-au obținut cu un spectrofotometru U.R.-10 Zeiss în domeniul 400—4 000 cm^{-1}, probele fiind sub formă de suspensie în hexaclorbutadienă și în nujol.

Domeniul spectral studiat conține două grupe de benzi, între 400—600 cm^{-1} și 2 000—2 200 cm^{-1}, caracteristice anionului complex $[Me(CN)_6]^{3-}$ dar mai conține o serie de benzi cu maxime foarte pronunțate între 650—1 700 cm^{-1} caracteristice grupărilor tetraalchilamoniu [10].

Din examinarea spectrelor I.R. ale celor patru combinații reiese că benzile corespunzătoare grupărilor tetraalchilamoniu nu suferă practic modificări, prin introducerea acestora în rețeaua combinațiilor mixte. În schimb la benzile aparținînd anionului complex $[Me(CN)_6]^{3-}$, pe lîngă influențele datorate ionului central (Fe^{3+} sau Co^{3+}), apar modificări determinate de prezența în rețea a cationilor tetrametilamoniu, respectiv tetraetilamoniu. Se constată astfel că înlocuirea unui cation Ag^+ printr-un cation $[N(CH_3)_4]^+$ sau $[N(C_2H_5)_4]^+$ afectează vibrația $\nu_{C\equiv N}$ (2 000 — 2 200 cm^{-1}) și ν_{Me-CN} (400 — 500 cm^{-1}), în timp ce vibrația δ_{Me-CN} (500 — —600 cm^{-1}) rămîne practic nemodificată. În figurile 5 și 6 s-au reprezentat benzile în domeniul 2 000—2 200 cm^{-1} corespunzătoare combinațiilor anionului hexacianocobaltic [5] și

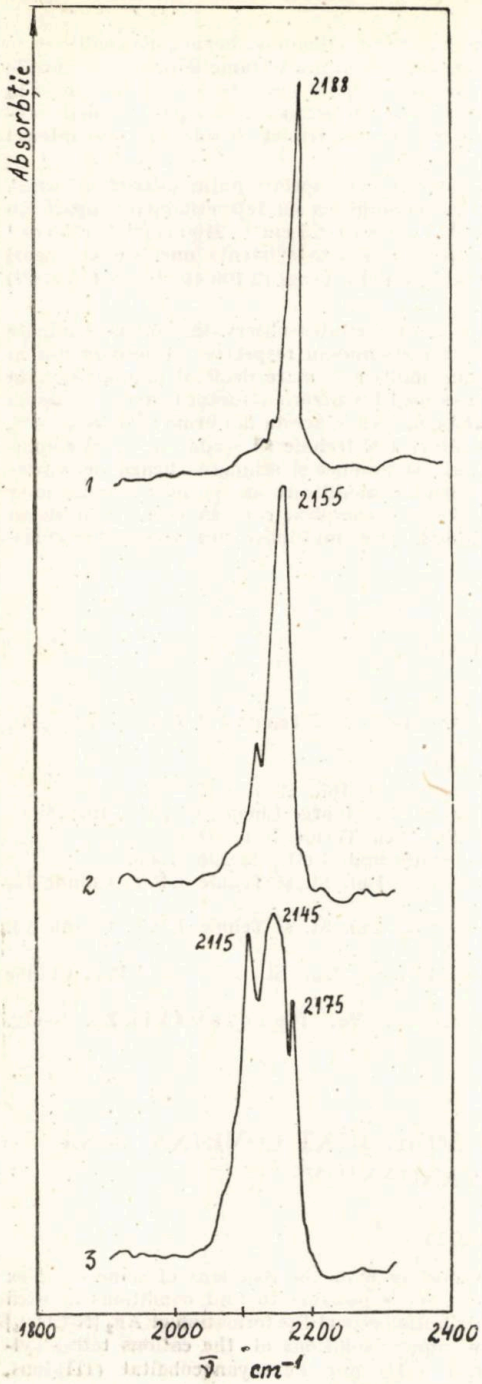


Fig. 5. Spectrele de absorbție în I.R. în domeniul 2000—2200 cm^{-1}: *1* — $Ag_3[Co(CN)_6]$; 2 — $Ag_2[N(CH_3)_4][Co(CN)_6]$; 3 — $Ag_2[N(C_2H_5)_4][Co(CN)_6]$.

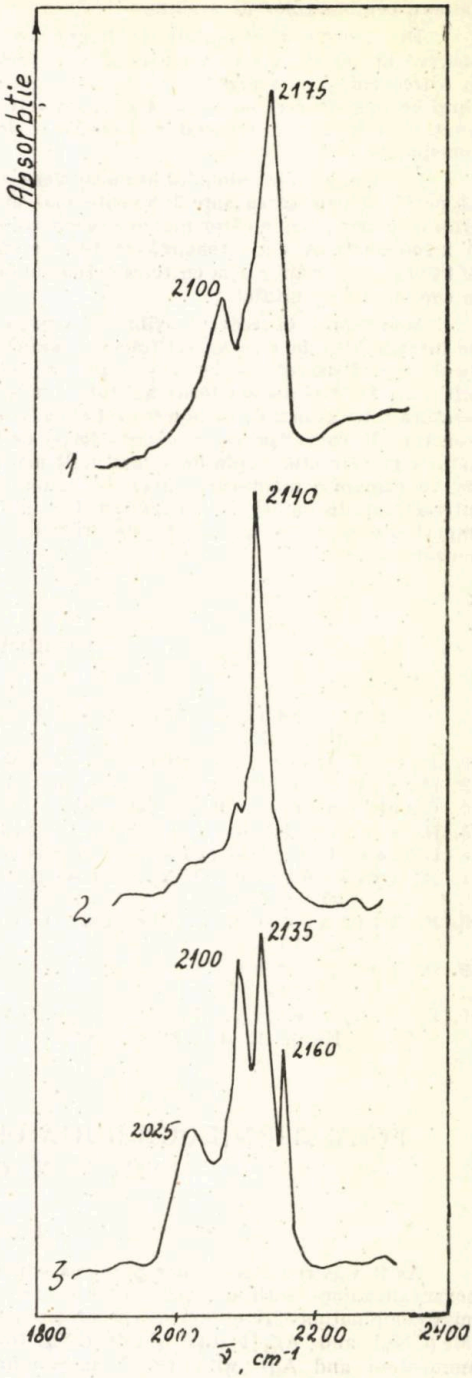


Fig. 6. Spectrele de absorbție în I.R. în domeniul 2000—2200 cm^{-1}: *1* — $Ag_3[Co(CN)_6]$; 2 — $Ag_2[N(CH_3)_4][Fe(CN)_6]$; 3 — $Ag_2[N(C_2H_5)_4][Fe(CN)_6]$.

hexacianoferic |6| alături de care — pentru comparație — s-au reprezentat și cele corespunzătoare combinațiilor de argint.

Din benzile reprezentate în figura 5 — combinațiile anionului hexacianocobaltic — se observă în primul rînd că vibrația νCN a combinației ce conține tetrametilamoniu se găsește la o frecvență mai scăzută decît la combinația de argint (2 155 cm^{-1} față de 2 188 cm^{-1}) în timp ce introducerea în rețea a grupării tetraetilamoniu determină o scădere și mai pronunțată a frecvenței respective, însoțită și de o scindare în triplet (banda cea mai intensă corespunde la 2 145 cm^{-1}).

La combinațiile anionului hexacianoferic se observă o comportare puțin diferită în sensul că pe lîngă deplasarea spre frecvențe mai mici, la combinația cu tetraetilamoniu apare un grup de patru benzi, a căror maxime se extind pe 145 cm^{-1} (2 025 cm^{-1}, 2100 cm^{-1}, 2 135 cm^{-1} și 2 160 cm^{-1}). A doua remarcă ce trebuie făcută se referă la existența unei singure benzi (2 140 cm^{-1}) la combinația cu tetrametilamoniu, față de două benzi (2 100 cm^{-1} și 2 175 cm^{-1}) la combinația argintului.

Modificările în frecvența vibrației νCN, ca și multiplicitatea observată, sînt determinate de introducerea în rețeaua cristalină a ionilor tetrametilamoniu respectiv tetraetilamoniu în locul Ag^+. Plasarea ionilor respectivi, de volum mult mai mare decît al ionului Ag^+, în rețea, are efect și asupra tăriei legăturii $C \equiv N$, în sensul favorizării structurii limită cu dublă legătură între atomii de carbon și azot și cu sarcină negativă la acesta din urmă : $Me=C=N^{(-)}$, structură în cadrul căreia constanta forței de legătură CN trebuie să scadă. În cazul combinațiilor cu tetraetilamoniu de volum mult mai mare, se produce și scindarea benzii de vibrație, ca urmare a modificării simetriei cîmpului cristalin, modificare ce permite apariția unor interacțiuni de cuplaj ale grupărilor CN, ale anionului complex, care în acest mod devin importante și se manifestă în spectrul de vibrație, prin multiplicitatea termenilor corespunzători.

BIBLIOGRAFIE

1. P. Tribunescu, E. Merca, O. Facsko, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. Chimie 20 (34), 107, 1975.
2. James G, Trans. Faraday Soc. 45, 855, 1949.
3. Havik J., Filder T., Acta Chim. Budapest, 69, 163, 1971.
4. Gallagher F., Patrick K., Pescott B. Inorg. Chem., 9, 2510, 1970.
5. Basinska H., Ciesielski H., Stud. Soc. Sci. Torun, 7, 1, 1969.
6. Dolezal J., Konrim V., Radiochem. Radioanal. Lett., 1, 295, 1969.
7. P. Tribunescu, O. Facsko, E. Merca, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. Chimie 15, 59, 1970.
8. P. Tribunescu, E. Merca, O. Facsko, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. Chimie 16, 53, 1971.
9. P. Tribunescu, O. Facsko, E. Merca, Bul. Șt. și Tehnic I.P.T. Chimie 17, 73, 1972.
10. L. V. Titov, V. D. Krasnoperova, V. Ya. Rosolovskii, Zh. Neorg. Khim. 13 (12), 3366, 1968.

FORMATION EQUILIBRIA OF SOME MIXT COMBINATIONS WITH HEXACYANOANIONS

(ABSTRACT)

As it was reported in our previous papers dealing with the reactions of some complex hexacyanoanions with different cations and Ag^+, it is possible to find conditions in wich mixt combinations are obtained. The present contribution report the formation of $Ag_2[N(CH_3)_4][Me(CN)_6]$ and $Ag_2[N(C_2H_5)_4][Me(CN)_6]$ from aquos solutions of the cations tetraalkylammonium and Ag^+ with the hexacyanofferrat (III) and hexacyanocobaltat (III)-ions, as it results from potentiometric and conductometric titrations.

The obtained combinations were analyzed and their I.R. spectra interpreted.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara

SERIA CHIMIE

Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

ABOUT THE BEHAVIOUR OF TITANIUM IN SULPHURIC ACID MEDIUM

BY

I. RĂDOI and MARIA NEMEŞ

Recived 19.01.1976

The use of titanium as anode material is becoming more and more important in at least two fields :

— as a support material for stable size anodes used in the electrolyses of alkaline chlorides ;

— as platinized titan anodes used especially in organic electrosynthesis, preparation of MnO_2 and other oxidation processes.

The preparation of titanium electrodes comprises the important stage of bringing the electrode surface in a suitable state for plating. This section is especially important in the case of platinum electrodeposition, especially as titanium covers itself with an oxide layer at simple contact with the air.

There are many precedures given in the literure regarding the preparation (chemical pickling) [1—12], but generally without a justification of the recommended working parameters. Considering the great variety of the suggested aggressive mediums, as well as the different time intervals and temperatures used we may suppose two limiting situations :

— either the manner of the attack of the surface is not sufficiently controlled, as the aggressiveness of the solutions and the time of the attack vary to a great extent :

— or, the surface becomes „passiv" during the attack and the penetration speed decreases in time.

The attack medium beeing mostly H_2SO_4 1 : 1, the thickness of the oxide film formed instantly on the titanium surface 20 Å (0.002 μ) [13] and the penetration speed at 60—65 °C 0.3 μ/minute [1], it follows that in less than one second this film would be removed. The extension of the attack up to 10—20 minutes [1—6] would lead to an undesirable metalloss.

The elucidation of the attack manner of the titanium surface in aggressive mediums, especially acids, presents besides the practical aspect also some interesting theoretical aspects, not mentioned in the literature.

Experimental procedure. Samples from commercially pure titanium were covered with polyethylene except for a properly choosen and precisely determined surface. The surface exposed to the attack was sometimes abraded shortly before the determination or exposed to the air for a long time (several days). The temperature was kept constant with a precision of ±0,1 °C. The potential time dependence of the sample was determined either using a digital potentiometer for longer periods (precision ±0,01 mV) or by registration with a poperly choosen recorder, especially for short working periods with fast potential variations.

The ammount ot titanium passed into the solution was determined polarografically [14].

The attack mediums were mostly acids, especially H_2SO_4 1:1, at diferent temperatures, especially 80 °C and 60 °C.

Experimental results and their interpretation. A typical potential-time curve for a titan sample in H_2SO_4 1 : 1 at 80 °C is shown in Figure 1.

Figure 2 shows the potential modification in the beginning period of the attack.

The potential-time dependence of a sample correlated with observations regarding the surface aspect can be divided into four sections systematized in Table 1.

From the correlation of the observed facts with the experimental determinations we may give the following interpretations regarding the behaviour of titanium in H_2SO_4.

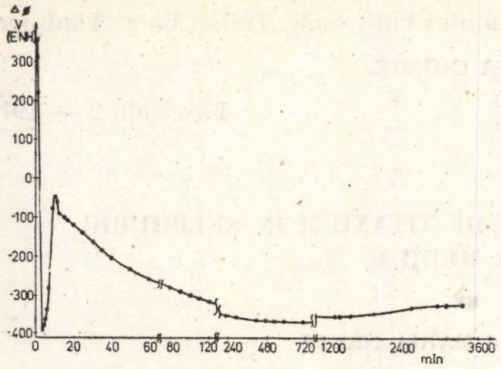


Fig. 1. Potential-time dependence during the pickling of titanium in H_2SO_4 1 : 1, at 80 °C.

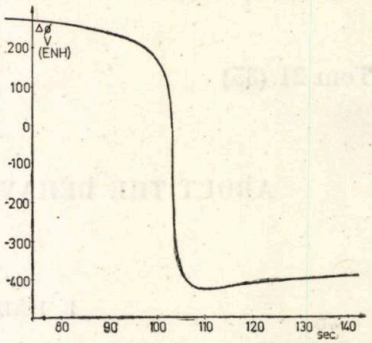


Fig. 2. Potential-time dependence during the first time period of the test.

Section I ; In the absence of hydrogen evolution, the most likely cathodic process would be the reduction of the surface oxide according to the reaction :

$$\text{C. } TiO_2+4H^++4e \rightarrow Ti+2H_2O \qquad \Delta\Phi^0_C=0.86 \text{ V [15]} \tag{1}$$

The coupled anodic process could be the dissolution of titanium under formation of Ti^{3+} or TiO^{2+} :

$$\text{A.I. } Ti+H_2O \rightarrow TiO^{2+}+2H^++4e \qquad \Delta\Phi^0_{A.I.}=-0.88 \text{ V [15]} \tag{2}$$

$$\text{A.II. } Ti \rightarrow Ti^{3+}+3e \qquad \Delta\Phi^0_{A.II.}=-1.2 \text{ V [15]} \tag{3}$$

Assuming the surface layer as a metal-oxid „mixture", similar to a solid solution we may use Nernst-type relations in order to qualitatively estimate the potential shifts in this period.

$$\Delta\Phi_c=0.86+0.0175 \lg \frac{a_{TiO_2} \cdot a^4_{H^+}}{a_{Ti}} \cdot \tag{4}$$

$$\Delta\Phi_{A.I.}=-0.88+0.0175 \lg \frac{a_{TiO^{2+}} \cdot a^2_{H^+}}{a_{Ti}} \cdot \tag{5}$$

$$\Delta\Phi_{A.II.}=-1.2+0.023 \lg \frac{a_{Ti^{3+}}}{a_{Ti}} \cdot \tag{6}$$

The acceptance of a solid solution characteristic for the surface implies the consideration of activities < 1 for the components of the solution. As $a_{H^+} \gg 1$, a_{Ti} being very small at the beginning, while $a_{TiO_2} \simeq 1$, it follows that at this point $\Delta\Phi_C \gg \Delta\Phi^0_C$.

This consideration is in accordance with the highly positive potential values mesured at the beginning of the experiments, followed by the potential shift towards more negative values. The potential corresponding to any of the two mentioned anodic processes does not seem to shift considerably during the development of the reaction.

Among the possible cathodic reactions we have considered the most unfavourable case, i.e. the reduction of TiO_2. An easier explanation of the highly positive initial potential value would have followed by considering the reduction of TiO_2 to Ti^{3+} ($TiO_2+4H^++e \rightarrow Ti^{3+}+H_2O$ with $\Delta\Phi^\circ=-0{,}29$ V) or even the reduction of oxygen.

Section II. a) After the complete reduction of the surface oxide the cathodic process coupled to one of the anodic processes A. I. or A. II. Would be the hydrogen evolution :

$$\text{C. I. } 2H^++2e \rightarrow H_2 \qquad \Delta\Phi^0_{C.I.}=0.00. \tag{7}$$

Table 1

Systematisation of the observations regarding the behaviour of titanium in H_2SO_4 1:1, at 80° C

Section	Potential modification (NHE)	Time period (minutes)	State of surface. Gas evolution	Further observations
I.	Moves from positive valuse of max. +450 mV to −350 ÷ −450 mV	0 − 3	Light gray. No gas evolution. Gas evolutions starts instantly at reaching the most negative potentials.	− The first potential value is the more positive and the extension of the period longer, the longer the exposure of the sample to the air before the test was. − At a 5-day exposure we found +450 mV respectively 3′, but with shortly before testing abraded specimens, this time period was zero.
II.	Moves from −350 ÷ −450 mV to 0 ÷ −200 mV : a) In the first half of this section the potential moves slowly to more positive values (less than 30 mV), occasionally for very short periods (30″) shifts to more negative values. b) The potential moves very fast towards more positive values.	6 − 14	a) Light gray, very intensive gas evolution. b) The colour darkens progresively until it becomes dark gray-black and the gas evolution weekens. At the end gas evolution is hardly observable.	− No relation between the extent of this period and its final potential could be established. Gas evolution stops practically in all cases. − Samples taken out from the solution at the end of this period presented a dull dark gray colour.
III.	Moves from 0 ÷ −200 mV to −350 ÷ ÷ −380 mV Finally it shifts with less than 0.1 mV/min. a) At the most positive values it stays for 2 − 3′. b) The shiftrate of the potential towards more negative values large at the beginning, bekomes very small at the end.	160 − 180	At the beginning it becomes slightly lighter, then it becomes practically black. The gas evolution slightly increases, than it becomes hardly noticable.	− The behaviour in this period does not depend on the previous potential variations. − Samples taken out from the solution during this period are similar to those taken aout at the end of the previous section.
IV.	It stays at −350 ÷ −380 mV or shifts to more negative values with 0.01 mV/min., then moves to more positive values with an even lower rate.	at least 5 000	Surfaces black. No observable gas evolution. Solution becomes mauve (Ti^{3+})	− Samples taken out at shorter times than 1 500′ were covered with a black slurry type deposit. − Samples taken out at longer times than 2 000′ were covered with a mauve slurry, easily removable with water, the surface becoming mirror like shiny.

which explains the potentialshift of the sample towards more positive values (mixed corrosion potential) together with the onset of gas evolution.

At this point the formation of titanium hydride according to the reaction :

$$\text{C. II.} \quad Ti + 2H^+ + 2e \rightarrow TiH_2 \qquad \Delta\Phi^0_{C.II.} = -0.45 \text{ V [17]} \tag{8}$$

becomes also possible. As at the beginning a_{TiH_2} is very small, hydride formation can occur at potentials which are even less negative than -0.45 according to the relation :

$$\Delta\Phi_{C.II.} = -0.45 + 0.035 \lg \frac{a_{Ti} \cdot a_{H^+}^2}{a_{TiH_2}} \cdot \tag{9}$$

Before the entire titanium surface is covered with a continuous hydride layer the overpotentials corersponding to the reactions (2), (3), (7) and (8) do not change significantly. One can only suppose a slightly more pronounced increase of the overpotential of the anodic reactions, which leads to a slight shift of the potential towards more pozitive values.

b) By the time the whole surface is covered with a continuous hydride layer the most affected will be the anodic reaction. Its overpotential will increase significantly leading thus to a sudden and rapid shift of the potential to more pozitive values. This also implies a marked decrease of the hydrogen evolution, as found experimentally.

Section III. The potential shift towards more negative values together with a very weak gas evolution can be explained trough the occuring of the cathodic reactions (7) and (8) coupled with the anodic dissolution of the hydride (10) :

$$\text{A.} \quad TiH_2 \rightarrow Ti^{3+} + 2H^+ + 5e \qquad \Delta\Phi^0_A = 0.54 \text{ V [17].} \tag{10}$$

The anodic reaction (10) starts as soon as the potential has become more positive than $\Delta\Phi_A$. As the formation reaction of the hydride (8) is progressing, the overpotential for its dissolution (10) becoms smaller. At the same time the overpotential for the hydrogen evolution increases because of the thickening of the hydride layer. For the same reason the overpotential for the hydride formation (8) also increases. Therefore the potential is supposed to shift to more negative values, as observed experimentally.

At sufficiently negative potentials the formation of TiH becomes also possible, according to :

$$Ti + H^+ + e \rightarrow TiH \qquad \Delta\Phi^\circ = -0.65 \text{ V [17]} \tag{11}$$

Section IV. The virtually constant potential as well as the decrease of the rate under which titanium goes into the solution points to the supposition that the cathodic reactions of hydride formation (8) and (11) are occuring coupled with their anodic dissolution reactions (10) and (12) :

$$TiH \rightarrow Ti^{3+} + H^+ + 4e \qquad \Delta\Phi^\circ = -0.74 \text{ V} \tag{12}$$

The quite small potential difference between the now possible cathodic and anodic processes is responsable for the smal rate under which they may proceed. This leads to a special kind of steady state situation macroscopically similar to a passivation.

Conclusion. The above consideration have to be regarded as a simplification, as they are taking into account only the main reactions which may occur in each section. Nevertheless it was possible to explain the observed potential modifications of titanium in H_2SO_4 modifications which at the first sight seem unexpected.

The different extension of the sections I and II, for various samples, as well as the different potentiallimits, that are being reached at the end of each section can be explained through the differences of the initial state of the electrodesurface.

Thus, the literature specifies that the layers formed on the titanium surface through iroxidation consist especially of TiO with small amou nts of Ti_3O_5. Higher oxides of titanium, such as Ti_2O_3 or TiO_2 are being formed especially at high temperatures or anodic oxidation. Other observations mentioned in the literature regarding the different behaviour of titanium electrodes determined by their state of surface may also be explained.

The differences in the behaviour of the various samples in the sections III and IV are becoming negligible in comparison with the sections I and II, according to the vanishing of the initial differences of the surfacestates.

A more detailed theoretical explanation for the potentialshifts in the various timeperiods we shall give elsewhere by taking into account the polarisation curves for the possibly occuring reactions.

REFERENCES

1. Ia. V. Baimakov and K. Batashev, Zhur. priklad. Khim., *34*, 1879, 1961.
2. I. E. Veselovskaia and N. I. Sherstink, Zashch. Metal. *6*, 302, 1970.
3. S. D. Hokkevich, I. E. Veselovskaia, L. M. Iakimenko and L. A. Gusikova, Elektrokhimiya, *6*, 135, 1970.
4. L. M. Iakimenko, Khim. Prom., *10*, 728, 1962.
5. A. Ia. Skatalov and M. N. Tutukina, Tr. Nauch.— Issled. Inst. Khromatogr, Voronezh. Univ., *2*, 76, 1968.
6. L. V. Kudryavtseva, Tr. Vses. Nauch.— Issled. Konstr. Inst. Khim. Mashinostr., *45*, 104, 1963.
7. K. P. Batashev, Tr. Leningr. Polit. Inst., *239*, 121, 1964.
8. Imperial Chemical Industries Ltd., Brit. Pat., 877, 901 ; July 17, 1957 ; Chem. Abstr . *56*, 4528, 1962.
9. Soc. d'Electrochimie, d'Electrometallurgie et des Acieries Electriques d'Usine, Fr. Pat. 1, 368, 236, July 31, 1964 ; Chem. Abstr., *61*, 15790, 1964.
10. S. Indira, Metall. Finisch., *67*, 50, 1969.
11. Engelhard Ind. Inc., Brit. Pat. 874, 568, Sept. 23, 1959 ; Chem. Abstr., *56*, 3278, 1962.
12. L. Demicov, Metall Finish., *60*, 59, 1962.
13. E. G. Kuznetsova, T. I. Borisova and V. I. Veselovskii, Elektrokhimiya, *4*, 167, 1968.
14. I. M. Kolthoff and I. I. Lingane, *Polarography*, 2nd, ed., Interscience Publishers, New-York-London, 1952, p. 442.
15. W. M. Latimer, *The oxidation states of the elements and their potentials in aqueous solutions*, 2nd, ed., „Izdatelstvo innostrannoi literatura", Moscow, 1954, p. 275—78.
16. N. D. Tomashov, R. M. Altovskii and Kushnerov, Dokl. A.N. CCCR, *141*, 913, 1961.
17. A. M. Sukhotin and L. I. Tungusova, Zashch. Metal., *4*, 8, 1968.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 21 (35) **Fascicola 2 — 1976**

STUDII ASUPRA AZOTATULUI DE UREE

DE
G. PÂRLEA şi A. IOVI

Primit la redacţie la data de 9.10,1975

O atenţie deosebită se acordă în prezent obţinerii îngrăşămintelor complexe. Utilizarea ureei la fabricarea acestora duce la formarea unor combinaţii complexe cu diferiţi acizi şi săruri printre care fosfatul şi azotatul de uree [1].

Azotatul de uree, în afară de component al îngrăşămintelor complexe, se mai utilizează la absorbţia amoniacului în procesul de obţinere a ureei [1], la purificarea gazelor reziduale de oxizi de azot la fabricarea acidului azotic [2] etc.

Este cunoscut că acidul azotic cu ureea formează în fază solidă un singur compus de forma $CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3$ [3], [4]. Studiile referitoare la obţinerea şi proprietăţile fizico-chimice ale produsului solid şi soluţiilor apoase sînt puţine.

Avînd în vedere importanţa deosebită pe care o prezintă combinaţiile complexe ale ureei cu acidul fosforic şi acidul azotic ne-am propus să efectuăm unele studii privind proprietăţile fizico-chimice ale acestora.

În lucrări anterioare [5], [6] au fost prezentate studiile asupra fosfatului de uree. În nota de faţă se redau rezultatele obţinute la studiul unor proprietăţi fizico-chimice ale azotatului de uree (punct de topire, entalpia de reacţie în soluţie, entalpia integrală de dizolvare, entalpia de formare a azotatului de uree, stabilitatea termică, solubilitatea în apă, indicii de refracţie la 20 °C, vîscozitatea soluţiilor apoase de diverse concentraţii în funcţie de temperatură şi densitatea soluţiilor la 20 °C), în scopul caracterizării lui şi a îngrăşămintelor complexe, în compoziţia cărora intră această combinaţie.

Azotatul de uree a fost obţinut din acid azotic (65%) şi uree (produşi chimic puri), luaţi în raport echimolecular. Produsul cristalizat a fost filtrat, spălat cu alcool şi eter şi uscat la 50 °C.

1. **Determinarea punctului de topire.** Punctul de topire al azotatului de uree a fost determinat cu ajutorul microscopului cu masă încălzitoare Boétius. Valoarea acestuia este cuprinsă între 143 şi 146 °C (topirea începe la 143 şi se termină la 146 °C).

2. **Determinarea entalpiei de reacţie în soluţie şi stabilirea entalpiei de formare a azotatului de uree cristalizat.** Pentru determinarea entalpiei de reacţie s-au folosit soluţii apoase de uree şi acid azotic 5,45 M în raport 1 : 1. Metodica de lucru şi instalaţiile utilizate au fost prezentate într-o lucrare anterioară [5].

Valoarea determinată a entalpiei de reacţie în soluţie este $\Delta H^0_{298} = -24\,400$ J/mol, iar a entalpiei integrale de dizolvare este $\Delta H^0_{298} = 42\,500$ J/mol.

Avînd valorile entalpiei de reacţie în soluţie şi a entalpiei integrale de dizolvare, determinate experimental, precum şi entalpiile de formare a acidului azotic şi uree în soluţie ($\Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 aq} = -3{,}1 \cdot 10^{-5}$ J/mol, $\Delta H^0_{298\ HNO_3 aq} = 1{,}195 \cdot 10^5$ J/mol) [7], conform legii lui Hess, s-a calculat entalpia de formare a azotatului de uree cristalizat.

Se pleacă de la reacţia de formare în soluţie a azotatului de uree :

$$CO(NH_2)_2 aq + HNO_3 aq = CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3 aq + \Delta H^0_{298}$$

Entalpia de reacţie are expresia :

$$\Delta H^0_{298} = \Delta H^0_{299\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3} - (\Delta H^0_{298\ HNO_3 aq} + \Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 aq})$$

de unde rezultă entalpia de formare a azotatului de uree în soluţie :

$$\Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3 aq} = \Delta H^0_{298} + \Delta H^0_{298\ HNO_3 aq} + \Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 aq}$$

Avînd valoarea entalpiei de formare $\Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3\ aq}$ şi valoarea entalpiei de dizolvare ΔH^0_{298} s-a determinat entalpia de formare ΔH^0_{298} a azotatului de uree cristalizat, utilizînd relaţia :

$$\Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3} = \Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3 aq} - \Delta H^0_{298}$$

Valoarea obținută este :

$$\Delta H^0_{298\ CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3} = -4{,}944.10^5 \text{J/mol.}$$

3. **Stabilitatea termică.** Cu ajutorul unei termobalanțe s-au trasat concomitent curbele termogravimetrice ATG și termice diferențiale ATD în funcție de timp, la o temperatură continuu crescătoare, cu o viteză de încălzire de 5 °C/minut. S-a lucrat cu o cantitate de 0,1 g azotat de uree cristalizat. Determinările experimentale sînt redate în figura 1.

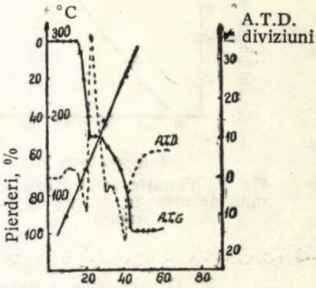


Fig. 1. Curbele termogravimetrică ATG și termică diferențială ATD a descompunerii azotatului de uree cristalizat.

Pe baza datelor experimentale și a unor date din literatură [1], [2], [8] se poate presupune că procesul de descompunere a azotatului de uree este următorul :

La temperaturi mai mari de 110 °C încep unele procese de descompunere a azotatului de uree solid, a căror efect termic global este endoterm, conform reacțiilor :

1. $CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3 \rightarrow CO(NH_2)_2 + HNO_3$
2. $2HNO_3 \rightarrow 2NO_2 + H_2O + 0{,}5\ O_2$
3. $2HNO_3 \rightarrow N_2O + H_2O + O_2$
4. $2CO(NH_2)_2 \rightarrow H_2N - CO - NH - CO - NH_2 + NH_3$

În intervalul de temperatură 143—146 °C are loc topirea azotatului de uree — proces de asemenea endoterm.

La circa 150 °C în topitură se petrec și alte noi procese, astfel încît efectul termic global este exoterm. Acestea decurg conform reacțiilor :

5. $CO(NH_2)_2 \cdot HNO_3 + HNO_3 \rightarrow HN_4NO_3 + CO_2 + H_2O + N_2O$ [8]
6. $CO(NH_2)_2 + H_2O \rightarrow CO_2 + 2NH_3$
7. $NH_3 + HNO_3 \rightleftharpoons NH_4NO_3$

La temperaturi mai mari de 150 °C se formează acid cianuric, amidele și imidele acestuia [8]. Peste 180 °C începe să se descompună și azotatul de amoniu format, conform reacției

8. $2NH_4NO_3 \rightarrow 2NO + N_2 + 4H_2O$

La 260 °C întreaga cantitate de acid azotic [2] și ceilalți produși din probă se descompun practic total (pierdere 98,5%).

Din cele de mai sus, rezultă că descompunerea azotatului de uree este foarte complexă, întrucît în aceleași intervale de temperatură au loc concomitent mai multe procese.

4. **Determinarea solubilității.** Solubilitatea azotatului de uree a fost determinată într-o instalație în care s-a menținut temperatura constantă cu o precizie de ±0,1 °C. Modul de lucru bazat pe determinarea indicelui de refracție, este descris în literatură [9].

Solubilitatea azotatului de uree în apă a fost determinată pentru diferite temperaturi, în intervalul de la 15 la 50 °C (figura 2). Așa după cum rezultă din datele experimentale solubilitatea azotatului de uree în apă crește cu ridicarea temperaturii.

Pe baza datelor experimentale, privind solubilitatea în funcție de temperatură, s-a determinat entalpia diferențială de dizolvare a azotatului de uree :

$$\overline{\Delta H} = 2 \cdot 10^4 \text{ J/mol}$$

5. **Determinarea refracției molare.**

Pe baza indicilor de refracție s-a determinat refracția molară, după relația [9] :

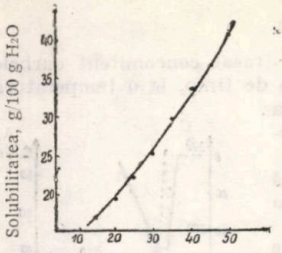
$$100\ r = p_1 r_1 + (100 - p_1)\ r_2$$

unde : r — refracția specifică a soluției ; r_1 — refracția specifică substanței dizolvate ; r_2 — refracția specifică apei ;

Pentru aceasta s-au folosit soluții de 9,1 și 28,6% masă azotat de uree. Valoarea medie a refracției molare este $R_M = 24{,}2 \pm 0{,}5$.

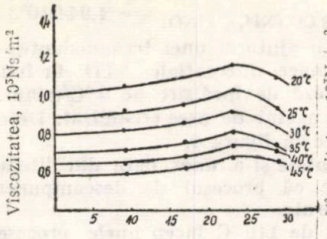
6. **Determinarea vîscozității.** Vîscozitatea soluțiilor apoase de azotat de uree de diferite concentrații și la diferite temperaturi s-a determinat cu ajutorul vîscozimetrului Oswald după metoda cunoscută [10]. Temperatura s-a menținut la valori constante cu o precizie de ±0,1° C.

Datele experimentale au arătat că vîscozitatea soluțiilor variază puțin cu concentrația azotatului de uree (în limitele 9,1—28,6% masă) (figura 3) și scade cu creșterea temperaturii (figura 4).



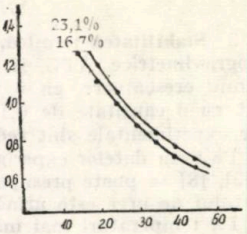
Temperatura, °C

Fig. 2. Variația solubilității azotatului de uree în funcție de temperatură.



Concentrația, % masă

Fig. 3. Dependența vîscozității soluțiilor apoase de azotat de uree de concentrație la diferite temperaturi.



Temperatura, °C

Fig. 4. Variația vîscozității soluțiilor apoase de azotat de uree cu temperatura.

7. **Determinarea densității.** Densitatea soluțiilor de azotat de uree s-a determinat cu ajutorul picnometrului la temperatura de 20 °C. Datele experimentale sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Densitatea soluțiilor de azotat de uree la 20 °C

c g/100 g H_2O	5	10	15	20
ρ, kg/m³	1019,8	1037,8	1050,6	1070,8

În concluzie, studiile experimentale au permis să se obțină unele mărimi fizico-chimice, ce caracterizează azotatul de uree. Aceste date sînt necesare pentru elaborarea și proiectarea procesului tehnologic de obținere a azotatului de uree sau îngrășămintelor complexe, în componența cărora intră acesta.

BIBLIOGRAFIE

1. A. Iovi, *Tehnologia îngrășămintelor minerale*, Lit. I.P. Timișoara, 1970.
2. A. Iovi, *Tehnologia acidului azotic*, Lit. I.P. Timișoara, 1973.
3. I. M. Koganski, V. M. Harlomova, Z. K. Fedoseeva, A. S. Markova, Zhur. priklad. khim., 39, 1872 (1966).
4. I. S. Senkin, V. A. Klevke, khim. prom., 1964, 57.
5. A. Iovi, G. Pârlea, Bul. șt. tehn. al I.P.T., seria chimie, 19 (33), 123 (1974).
6. A. Iovi, *Tehnologia acidului fosforic și fosfaților tehnici*, Lit. I.P. Timișoara, 1975, p. 171.
7. * * * *Manualul inginerului chimist*. vol. II, Ed. tehnică, București, 1952.
8. A. T. Zotov, *Mocevina*, Goshimizdat, Moscova, 1963.
9. B. V. Joffe, *Refractometrie pentru chimiști* (trad din l. rusă), Ed. tehnică, București, 1958.
10. * * * *Lucrări practice de chimie fizică* (trad. din l. polonă), Ed. tehnică, București, 1958

UNTERSUCHUNG EINIGER PHYSIKALISCHER UND CHEMISCHER EIGENSCHAFTEN DES HARNSTOFFNITRATES

(ZUSAMMENFASSUNG)

In der Arbeit werden folgende physikalischen und chemischen Eigenschaften des Harnstoffnitrates bestimmt: Schmelzpunkt (143—146 °C); Reaktionsentalpie in Lösung (ΔH^0_{298} = = — 24 400 J/Mol); gesamte Lösungsentalpie (ΔH^0_{298} = 42 500 J/Mol); Bildungsentalpie des kristallisierten Harnstoffnitrates (ΔH^0_{298} CO $(NH_2)_2 \cdot HNO_3$ = — 4,944 · 10^5 J/Mol); termische Beständigkeit; Löslichkeit in Wasser, in Abhängigkeit zur Temperatur; molare Refraktion (R_M = = 24,2 ± 0,5); Viskosität der Lösung bei verschiedenen Konzentrationen, als Funktion der Temperatur und der Dichte der wässrigen Lösung bei 20 °C.

Die erhaltenen Messwerte können bei der Ausarbeitung und Projektierung eines industriellen Herstellungsverfahrens des Harnstoffnitrates verwendet werden.

Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

TRANSFERUL DE CĂLDURĂ LA FIERBEREA ÎN BULE A SOLUŢIILOR APOASE DE SUBSTANŢE CU SOLUBILITATE LIMITATĂ (I)

DE
Z. GROPŞIANU, V. JÂŞCANU D. KOHN, şi A. IOVI

Primită la redacţie la data de 28.02.1976

Din punct de vedere al soluţiilor pe care le formează cu apa, substanţele solide se pot împărţi în :

— substanţe solide care dau soluţii apoase saturate la temperatura de fierbere (cu solubilitate limitată) ;

— substanţe solide care dau soluţii apoase nesaturate, ajungînd la topitură (cu solubilitate nelimitată).

În lucrarea de faţă se tratează studiile efectuate asupra transferului de căldură la fierberea soluţiilor apoase cu solubilitate limitată.

S-au efectuat determinări experimentale cu soluţii apoase de azotat de potasiu şi fosfat disodic pe întreg intervalul de concentraţii cuprins între $x=0$ şi $x=x_{sat}$. (x reprezintă concentraţia soluţiei exprimată în fracţii molare), la încărcări termice specifice q ale suprafeţei de încălzire cuprinse între 10^5 W/m² şi $5 \cdot 10^5$ W/m², la presiunea atmosferică şi presiunea de 300 mm Hg adică presiunile de $1{,}0332 \cdot 10^5$ N/m² şi $4 \cdot 10^4$ N/m².

Pentru soluţiile de azotat de potasiu şi fosfat disodic de concentraţii mici, literatura de specialitate [1], [2], pune la dispoziţie date referitoare la transferul de căldură la fierbere. Se remarcă o foarte bună concordanţă între aceste date şi datele obţinute în urma experimentărilor efectuate.

Definim drept coeficient de transfer de căldură real, α_{real}, la fierbere, valorile coeficientului de transfer de căldură, α, la fierbere, obţinute experimental.

Valorile experimentale ale coeficientului de transfer de căldură α_{real} la fierberea soluţiilor apoase de azotat de potasiu la presiunea atmosferică sînt redate în tabelul 1 şi figura 1.

Tabelul 1

Dependenţa coeficientului de transfer de căldură α_{real} la fierberea soluţiilor apoase de azotat de potasiu în funcţie de concentraţia x a soluţiei şi de încărcarea termică specifică q a suprafeţei încălzitoare la presiunea atmosferică

Nr. crt.	Concentraţia KNO_3, x		α_{real}, W/m²·grd.					$\frac{\alpha_{real}}{\alpha_{ideal}}$
	% masă	fracţia molară	q, W/m²					
			100 000	200 000	300 000	400 000	500 000	
1	0	0	9 900	16 100	21 400	26 100	30 700	1
2	10	0,02	8 923	14 520	19 300	23 560	27 650	0,915
3	20	0,043	7 946	12 940	17 190	21 030	24 590	0,857
4	30	0,071	7 052	11 460	15 210	18 610	21 760	0,797
5	40	0,107	6 000	9 760	12 960	15 850	18 540	0,726
6	50	0,152	5 375	8 732	11 600	14 190	16 590	0,69
7	60	0,21	5 486	7 449	9 893	12 100	14 150	0,692
8	70	0,294	4 175	6 781	9 000	11 020	12 880	0,78
9	77,2	0,378	4 050	6 580	8 750	10 680	12 550	1

Din datele prezentate (tabelul 1 şi figura 1) se constată că odată cu creşterea concentraţiei x a soluţiei, respectiv scăderea valorii încărcării termice specifice q a suprafeţei încălzitoare, valorile coeficientului α_{real} scad. De asemenea, analizînd sistemul binar în fierbere se observă că el este limitat într-o margine de solventul pur—apa ($x=0$), iar în cealaltă margine de soluţia

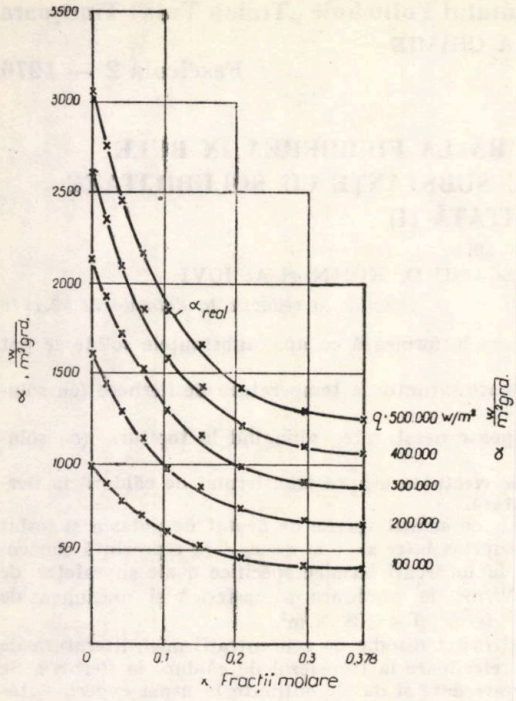


Fig. 1. Dependența coeficientului α_{real} de concentrația x a soluției apoase de azotat de potasiu, pentru încărcări termice specifice q constante, la presiunea atmosferică.

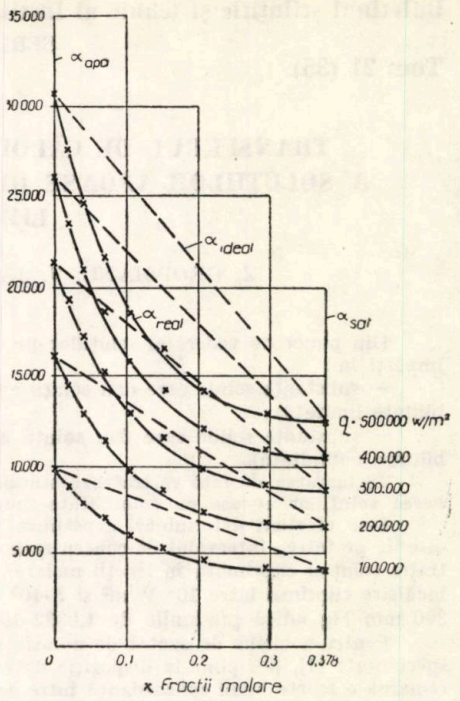


Fig. 2. Dependența coeficienților α_{real} experimental și α_{ideal} de concentrația soluției apoase de azotat de potasiu, pentru diferite încărcări termice specifice q constante, la presiunea atmosferică.

saturată ($x_{sat}=0{,}378$). Se poate considera deci că soluția de o concentrație oarecare este formată dintr-un amestec de solvent pur și soluție saturată.

Dacă se consideră un astfel de amestec din punct de vedere teoretic, ar fi de așteptat ca valoarea coeficientului de transfer de căldură α la fierberea unei soluții de o concentrație oarecare x, cuprinsă între $x=0$ și $x=x_{sat}$ să fie media ponderată a valorilor lui α pentru apă $-\alpha_{apă}$ și α pentru soluția saturată $-\alpha_{sat}$, avînd forma :

$$\alpha_{ideal}=\frac{x}{x_{sat}}\cdot\alpha_{sat}+\left(1-\frac{x}{x_{sat}}\right)\alpha_{apă}. \tag{1}$$

Această valoare o definim drept coeficient de transfer de căldură ideal, α_{ideal}, la fierberea soluțiilor.

Reprezentarea grafică a variației $\alpha_{ideal}=f(x)$ pentru încărcări termice specifice q constante (figura 2) indică o variație liniară. Acest aspect este remarcat și în literatura de specialitate [3] cu referire la amestecurile de lichide total miscibile. Valorile extreme coincid cu valorile reale pentru apă și soluția saturată. În intervalul de concentrații de la $x=0$ pînă la $x=x_{sat}$, valorile lui α_{ideal} sînt sistematic mai mari decît valorile lui α_{real}. Aceasta înseamnă că în procesul real de fierbere a soluțiilor apar fenomene care conduc la scăderea valorilor lui α_{ideal} pînă la valorile α_{real}.

Ecuația generală a unei drepte, care îl reprezintă pe α_{ideal} (figura 2) are forma :

$$y=ax+b \tag{2}$$

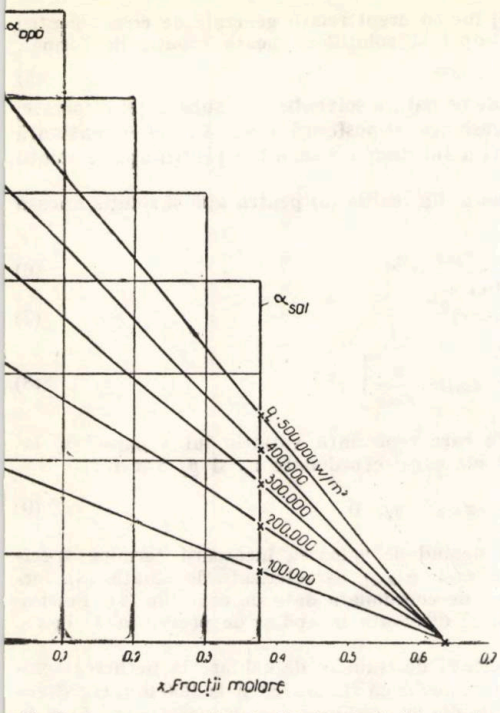
în care :

— panta dreptei :

$$a=-\frac{\alpha_{apă}-\alpha_{sat}}{x_{sat}} \tag{3}$$

— ordonata la origine :

$$b=\alpha_{apă} \tag{4}$$



milia de drepte $\alpha_{ideal} = f(x)$ la diferite încărcări termice
, pentru soluțiile apoase de azotat de potasiu, la presiunea atmosferică.

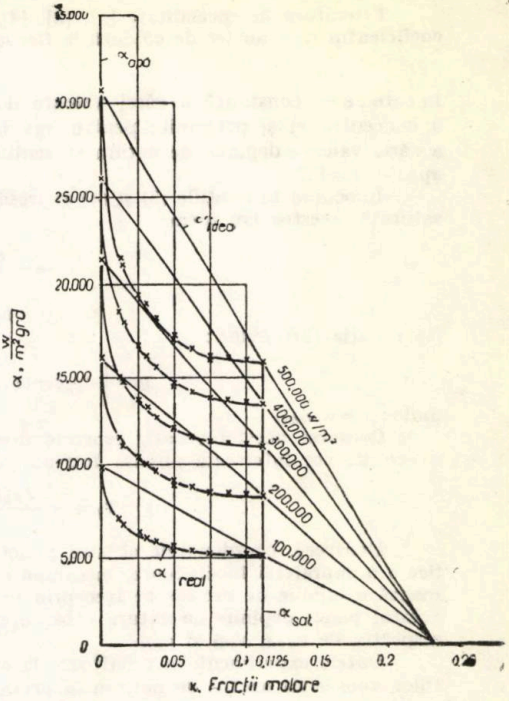
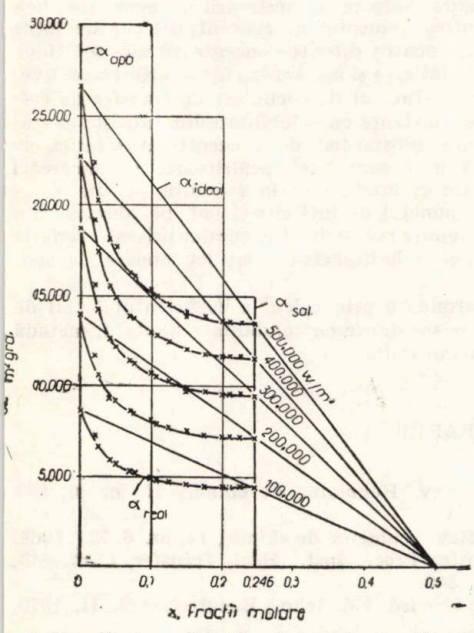


Fig. 4. Dependența coeficienților de transfer de căldură α_{real} și α_{ideal} la fierberea soluțiilor apoase de azotat de potasiu, de concentrație, la diferite încărcări termice q și presiunea de 300 mm Hg.



g. 5. Dependența coeficienților de transfer de căldură
eal și α_{ideal} la fierberea soluțiilor apoase de fosfat sodic de concentrație, la diferite încărcări termice q și presiunea atmosferică.

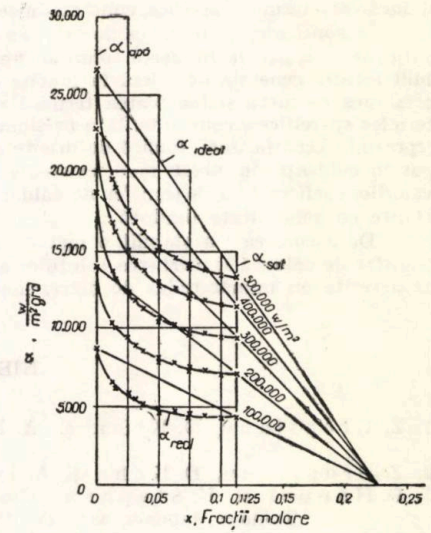


Fig. 6. Dependența coeficienților de transfer de căldură α_{real} și α_{ideal} la fierberea soluțiilor apoase de fosfat disodic de concentrație, la diferite încărcări termice q și presiunea de 300 mm Hg.

Literatura de specialitate [1], [2], [4], [5] indică drept relații generale de calcul pentru coeficientul de transfer de căldură la fierberea apei și soluțiilor apoase ecuații de forma:

$$\alpha = \varepsilon \cdot q^m \tag{5}$$

în care: ε — constantă a cărei valoare depinde de natura solventului, a substanței dizolvate, a concentrației și presiunii; pentru apă la presiunea atmosferică $\varepsilon = 3{,}14$; m — constantă a cărei valoare depinde de natura solventului și a substanței dizolvate; pentru apă și soluții apoase $m = 0{,}7$.

Înlocuind în relațiile (3) și (4) expresiile lui α din realția (5) pentru apă și soluția apoasă saturată, acestea iau forma:

$$a = -\frac{\varepsilon_{apă} - \varepsilon_{sat}}{x_{sat}} \cdot q^{0,7} \tag{6}$$

$$b = \varepsilon_{apă} \cdot q^{0,7} \tag{7}$$

iar ecuația (2) devine:

$$y = \left[\varepsilon_{apă} - (\varepsilon_{apă} - \varepsilon_{sat}) \cdot \frac{x}{x_{sat}} \right] \cdot q^{0,7} \tag{8}$$

unde: $y = \alpha_{ideal}$.

Conform acestei ecuații generale dreptele care reprezintă variația lui $\alpha_{ideal} = f(x)$ la $q = \text{const.}$ vor intersecta abscisa într-un punct ale cărui coordonate x_p și y_p vor fi:

$$x_p = \frac{\varepsilon_{apă}}{\varepsilon_{apă} - \varepsilon_{sat}} \cdot x_{sat}; \quad y_p = 0 \tag{9}$$

Deoarece, coordonatele acestui punct nu depind de valoarea încărcării termice specifice q a suprafeței încălzitoare, înseamnă că, dreptele α_{ideal}, caracterizate de ecuația (8), formează o familie de drepte, ce trec prin punctul de coordonate date de ecuațiile (9). Poziția acestui punct depinde de natura substanței solide dizolvate în apă și de presiunea de lucru, respectiv de $\varepsilon_{apă}$, x_{sat} și ε_{sat}.

Datele experimentale, referitoare la coeficienții de transfer de căldură la fierberea soluțiilor apoase de azotat de potasiu la presiunea atmosferică (figura 3) și la 300 mm Hg (figura 4), precum și a soluțiilor apoase de fosfat disodic la presiunea atmosferică (figura 5) și la 300 mm Hg (figura 6), verifică această concluzie teoretică.

Raportul $\alpha_{real}/\alpha_{ideal}$ (tabelul 1) pentru aceeași concentrație a soluției este o mărime constantă, independentă de valoarea încărcării termice specifice q a suprafeței încălzitoare. Prin urmare, cunoscînd variația lui α_{real} pentru o singură valoare a încărcării termice specifice q, implicit și valorile raportului $\alpha_{real}/\alpha_{ideal}$ pe întreg domeniul de concentrații cuprins între $x = 0$ și $x = x_{sat}$, se pot determina valorile lui α_{real} pentru diferite concentrații ale soluțiilor și încărcării termice specifice, cunoscîndu-se valorile lui $\varepsilon_{apă}$ și ε_{sat} pentru încărcările respective.

În concluzie, în lucrarea de față s-a introdus termenul de coeficient de transfer de căldură ideal, α_{ideal}, la fierberea soluțiilor apoase de substanțe cu solubilitate limitată și s-a stabilit relația generală de calcul în funcție de natura substanței, de concentrația soluției, de presiunea de lucru și încărcarea termică specifică q a suprafeței încălzitoare. La încărcări termice sp ecifice q constante, la o presiune oarecare de lucru, ecuația stabilită pentru α_{ideal} reprezintă ecuația unei familii de drepte care au punctul de întîlnire situat pe abscisă. S-a pus în evidență în acest mod, existența unei anumite regularități în ceea ce privește variația valorilor coeficienților de transfer de căldură reali, α_{real}, la fierberea soluțiilor apoase de substanțe cu solubilitate limitată.

De asemenea s-a stabilit o metodă de determinare prin calcul a coeficientului real de transfer de căldură la fierberea soluțiilor apoase de substanțe cu solubilitate limitată, metodă ce necesită un număr redus de determinări experimentale.

BIBLIOGRAFIE

1. Z. Gropșianu, D. Kohn și A. Iovi, Rev. Roumaine de chimie, 15, nr. 6, 887 1970.
2. Z. Gropșianu, D. Kohn și A. Iovi, Rev. roumaine de chimie, 14, nr. 6, 721, 1969.
3. O. Happel și K. Stephan, Heat Transfer Proc., Inst. Heat Transfer, Conf. 5th, Tokio — Japonia, vol. IV, 1974, p. 340.
4. E. A. Bratu, *Operații și utilaje în industria chimică*, Ed. tehn., București, vol. II, 1970, p. 66.
5. W. Frizt, Chem. Ing. Techn., 35, nr. 11, 753, 1963.

ТЕПЛОПЕРЕДАЧА ПРИ КИПЕНИИ В ПУЗЫРКАХ ВОДНЫХ РАСТВОРОВ ВЕЩЕСТВ, ИМЕЮЩИХ ОГРАНИЧЕННУЮ РАСТВОРИМОСТЬ (I).

(РЕЗЮМЕ)

В работе введён термин «идеальный коэффициент теплоотдачи», α_{ideal} при кипении водных растворов веществ, имеющих ограниченную растворимость и установлено его общее расчётное уравнение в зависимости от природы вещества, концентрации раствора и плотности теплового потока :

$$\alpha_{ideal} = \left[\varepsilon_{apă} - (\varepsilon_{apă} - \varepsilon_{sat}) \cdot \frac{x}{x_{sat}}\right] \cdot q^{0,7}$$

где : α_{ideal} — идеальный коэффициент теплоотдачи при кипении, вт/($м^2$· град) ε_{sat} — коэффициент, зависящий от природа растворителя и растворенного вещества, от концентрации и давления ; x — концентрация раствора, мол. доли ; x_{sat} — концентрация насыщенного раствора, мол. доли ; q — плотность теплового потока, вт/$м^2$.

При постоянных плотностях теплового потока уравнение представляет уравнение одной семьи прямых линий, имеющих общую точку на абсциссе.

Также установлен метод определения расчётом реалного коэффициента теплоотдачи при кипении водных растворов веществ, имеющих ограниченную растворимость, требующий мало экспериментальных, определений.

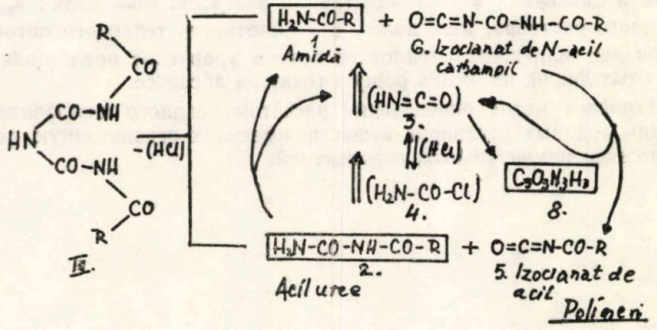
Buletinul ştiinţific şi tehnic al Institutului Politehnic „Traian Vuia" Timişoara
SERIA CHIMIE
Tom 21 (35) Fascicola 2 — 1976

DERIVAŢI ACILICI AI BIURETULUI. VII. 1,5-DICAPRILIL-BIURET. PONDEREA PROCESELOR TERMOLITICE LA ACILAREA DIRECTĂ CU CLORURI ACILICE

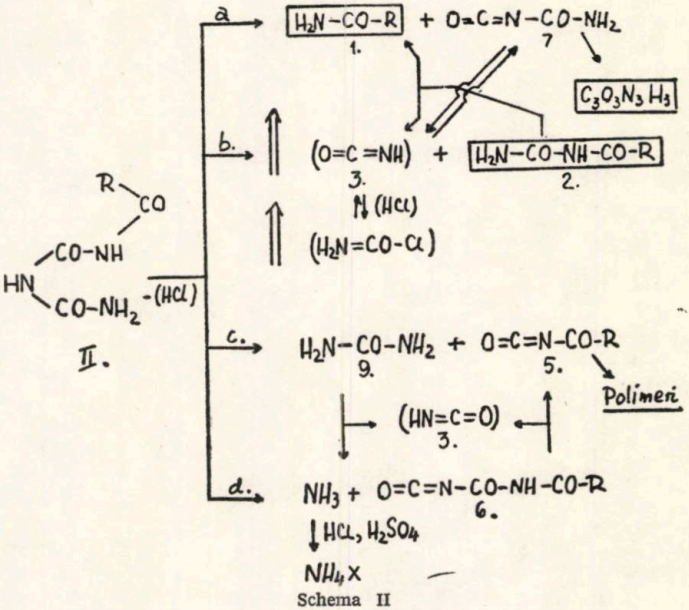
DE
G. OSTROGOVICH şi ELENA CATALINA

Primit la redacţie la data de 10.12.1975

Metoda sintetică folosită de noi [1], [2] a scos în evidenţă caracterul de generalitate a constatării că acilarea bilaterală a biuretului se poate realiza într-o singură operaţie, cu un exces suficient de clorură acilică, ceea ce se arată, fără excepţie, în cazul clorurilor de alcanoil.



Schema I



Schema II

1. Pentru sinteza 1,5-dicaprilil-biuretului s-a adoptat același raport molar RCOCl/ /$C_2H_5O_3N_3$ anhidru de 4 : 1 ca și în sinteza celorlalți termeni ai seriei [1], [2].

2. La evaluarea ponderii degradărilor termolitice s-a ținut cont de studiul efectuat cu privire la degradarea biuretului în mediu de anhidridă acetică la fierbere, [3] studiu care a dovedit că procesul de acilare decurge mult mai repede decît cel degradativ. Astfel componenta care suferă în sistemul homogen clivajul legăturilor carbonamidice $>N-CO-$ este exclusiv 1,5-diacetil-biuretul. Bioxidul de carbon ce se liberează este rezultatul acțiunii solvolitice a acidului acetic, generat prin acetilare asupra acidului cianic și a tuturor celorlalți compuși izocianici din categoria izocianaților de acil $O=C=N-CO-X$ (R), pe diversele căi ale termolizei.

În cazul acilării cu cloruri de acil, problema se pune însă în termeni diferiți, deși termoliza primară trebuie să decurgă principial pe aceleași căi, adică tot prin clivajul legăturilor carbonamidice $>N-CO-$ din scheletul biuretic al 1,5-diacil- și eventual, în măsură mai redusă, a 1-acil- biuretului intermediar. Termoliza trebuie să aibă loc preferențial la nivelul acelor legături care lasă să se desprindă fragmentele cele mai puțin nucleofile, odată cu formarea de acid cianic și diverși izocianați de acil. Condițiile aci sînt esențial diferite, datorită intervenției catalizei acide puternice a H_2SO_4 conc. (introdus pe baza prezumpției că ar favoriza acilarea dar care acționează în sensul degradării) cît și HCl generat de sistem și absența acțiunii solvolitice pe care HCl și H_2SO_4 nu pot să o exercite precum o face CH_2COOH în cazul degradării cu anhidrida respectivă.

Teoretic se poate presupune că procesul degradării decurge practic exclusiv în sensul schemei (1) pentru calea prin diacil-derivat și într-o măsură minoră prin monoacil-derivat, schema (2), care implică mai multe variante posibile de desfășurate.

Reiese din schema (1) că numai una din grupele carbonice ale scheletului biuretic se desprinde spre a genera 1 mol de $O=C=NH$ care poate fi antrenat afară din sistem printr-un curent de aer, în măsura în care nu suferă trimerizare la acid cianuric.

În cazul că degradarea ar decurge parțial și prin intermediul monoacil-derivatului, schema (2) arată că prin degradare fiecare mol poate genera (pe căile 2 a și 2 b) pînă la 2 moli de $O=C=NH$.

Întrucît aceasta este de natură să compenseze mai mult sau mai puțin deficitul primei căi degradative față de raportul molar 1 : 1 acid cianic/produs de acilare, se poate conchide că acest raport subsistă cu destulă aproximație pentru a permite o apreciere orientativă a procentului molar de combinații biuretice ce suferă degradarea, prin determinarea procentelor molare de unități carbonice ce sînt expulzate din sistem, în stare gazoasă.

S-a ales acilarea cu $Cl-CO-nC_7H_{15}$ care decurge relativ încet datorită reactivității mai mici prezentate de această clorură acilică și care impune o temperatură mai ridicată a sistemului reactiv, ceea ce favorizează procesele degradative.

După cum reiese din cele trei determinări efectuate cu $Cl-CO-nC_7H_{15}$, rezultatele fiind concordante, este suficient a prezenta una din diagramele obținute cu privire la mersul în timp al degajării de HCl. Diagrama (fig. 1) cuprinde și curba temperaturii masei de reacție în cursul experienței.

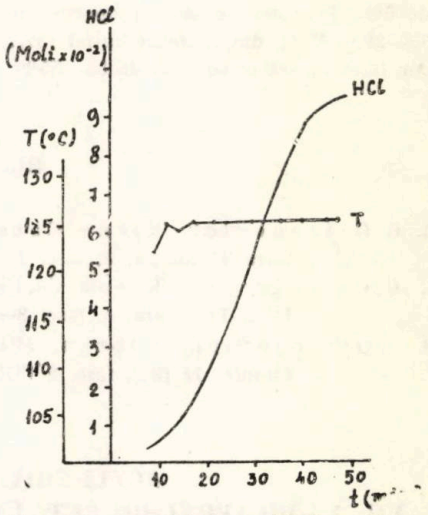


Fig. 1. Diagrama privind mersul în timp al degajării de HCl la acilarea biuretului cu $Cl-CO-nC_7H_{15}$ și curba temperaturii masei de reacție în cursul experienței.

Din figură se dezvăluie și aspectul cinetic global al procesului de acilare, arătînd că la temperatura de regim, acesta decurge cu viteză constantă, prezentînd, așadar, caracterul unei reacții de ordin zero, de la care se abate, firește, în stadiul final. Apare evident că acest caracter este determinat de constanța concentrației mici de saturație a biuretului în $Cl-CO-R$, în care procesul decurge ca reacție homogenă.

Partea experimentală. 1. 1,5-Dicaprilil-biuret : $C_{18}H_{33}O_4N_3$ (Mol=355,47).

Sistemul de reacție format din 5,15 g biuret anhidru, 32,54 g clorură de caprilil (cu p.f. 194÷196 °C) și 4 picături H_2SO_4 conc. (raport molar $RCOCl/C_2H_5O_3N_3=4:1$), s-a încălzit la 120÷125 °C, timp de 60′.

Produsul brut, cristalizat la răcirea fazei lichide a masei de reacție, s-a filtrat de excesul clorurii acilice, recuperabilă printr-o distilare sub vid. S-a recristalizat de două ori din cantități mari de etanol în care este mult mai puțin solubil decît 1,5-di (n-capronil)-biuretul, depunînd cristale prinse în rozete, cu p.t.=134—135 °C.

În metanol, tetraclorură de carbon, benzen, dioxan, produsul este practic insolubil la rece, relativ solubil la cald, depunînd însă urînt, neomogen, iar în cloroform este solubil chiar la rece.

Analize :		C%	H%	N%
Pentru $C_{18}H_{33}O_4H_3$	Calc.	60,81	9,36	11,82
	Găsit	60,5	9,2	11,7
		60,6	9,4	11,8

2. În operațiile sintetice efectuate, gazele antrenate din sistem prin curentul de aer au fost trecute succesiv prin soluții de titru cunoscut de $AgNO_3$ 2N (acidulat cu HNO_3) și de Ba $(OH)_2$ 0,4 N.

Consumul de $AgNO_3$ datorat HCl reținut ca atare a fost urmărit în timp prin titrare potențiometrică aproximativ 1 oră. După degajarea de 2 moli de HCl care marchează sfîrșitul reacției, s-a determinat prin retitrare cu HCl 0,1 N și excesul Ba $(OH)_2$ neconsumat, apreciindu-se astfel orientativ cantitatea totală de O=C=NH antrenat și captat în această soluție sub formă de CO_2. Prin determinarea proporției de CO_2 a rezultat că produsele degradate reprezintă 37—39 moli % din biuretul inițial (37,7, 38,9, 39,5%), randamentul în 1,5-dicaprilil-biuret pur fiind în aceste condiții de 53—55%.

BIBLIOGRAFIE

1. G. Ostrogovich, Elena Catalina, I., Studii și Cerc. Șt. Chim. Acad. RPR Baza Timișoara, *8*, fasc. 1—2, 41, 1961 ; C.A. *57*, 12314 a, b, 1962.
2. G. Ostrogovich, Elena Catalina, II., Studii și Cerc. Șt. Chim. Acad. RPR Baza Timișoara, *8*, fasc. 3—4, 239, 1961 ; C.A. *57*, 13603 e, 1962.
3. G. Ostrogovich, I. Iorga, Maria Nuțiu, Bul. Șt. și Tehn. al I.P.T., Serie Chimie, *18* (32), fasc. 2/1973.

ACYLDERIVATE DES BIURETS. VII. 1,5-DICAPRYL-BIURET. ÜBER DEN THERMOLITISCHEN ABBAU BEI DER ACYLIERUNG MIT ACYLCHLORIDEN

(ZUSAMMENFASSUNG)

Ausser der Synthese der neuen Verbindung der Reihe der 1,5-Dialkanoyl-biuretderivate enthält die vorliegende Arbeit noch die Resultate der Bestimmungen, hinsichtlich der termischen Abvausreaktionen, die den Acylierungsvorgang des Biurets mit Acylchloriden, begleiten.

BUDAPESTI MŰSZAKI EGYETEM KÖNYVTÁRA 1848